

VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ  
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STAVEBNÍ  
ÚSTAV STAVEBNÍ MECHANIKY

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING  
INSTITUTE OF STRUCTURAL MECHANICS

# OHÝBANÁ TĚLESA: NUMERICKÁ PODPORA V SOFTWARE ANSYS

BEND SPECIMENS: NUMERICAL SUPPORT IN SOFTWARE ANSYS

DIPLOMOVÁ PRÁCE  
DIPLOMA THESIS

AUTOR PRÁCE  
AUTHOR

BC. VILIAM VISZLAY

VEDOUCÍ PRÁCE  
SUPERVISOR

DOC. ING. STANISLAV SEITL, PH.D.

BRNO 2016



# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ FAKULTA STAVEBNÍ

<b>Studijní program</b>	N3607 Stavební inženýrství
<b>Typ studijního programu</b>	Navazující magisterský studijní program s prezenční formou studia
<b>Studijní obor</b>	3608T001 Pozemní stavby
<b>Pracoviště</b>	Ústav stavební mechaniky

## ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

<b>Diplomant</b>	Bc. Viliam Viszlay
<b>Název</b>	Ohýbaná tělesa: Numerická podpora v software ANSYS
<b>Vedoucí diplomové práce</b>	Ing. Stanislav Seitl, Ph.D.
<b>Datum zadání diplomové práce</b>	31. 3. 2015
<b>Datum odevzdání diplomové práce</b>	15. 1. 2016

V Brně dne 31. 3. 2015

.....  
prof. Ing. Drahomír Novák, DrSc.  
Vedoucí ústavu

.....  
prof. Ing. Rostislav Drochytka, CSc., MBA  
Děkan Fakulty stavební VUT

## Podklady a literatura

- RILEM, Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend tests on notched beams, Draft Recommendation, Materials and Structures 18, pp. 285-290, 1985
- G.V. Guinea, J.Y. Pastor, J. Planas and M. Elices, Stress intensity factor, compliance and CMOD for a general three-point-bend beam, International Journal of Fracture 89, pp. 103–116, 1998
- B.L. Karihaloo, H.M. Abdalla, T. Imjai, A simple method for determining the true specific fracture energy of concrete, Magazine of Concrete Research, 55(5), pp. 471-481, 2003
- A.D. Bakker, Evaluation of elastic fracture mechanics parameters for bend specimens, International Journal of Fracture, 71, pp. 323–343, 1995
- Z. Knésl, and K. Bednář, Two parameter fracture mechanics: calculation of parameters and their values, IPM of AS of Czech Republic, 1997
- M. L. Williams, On the stress distribution at the base of a stationary crack. Journal Applied Mechanics 24, pp. 109–114, 1957
- Y. Murakami, Stress Intensity factors Handbook, Pergamon, New York, 1986
- H. Tada, P.C. Paris, G.R. and Irwin, G.R. The Stress Analysis of Cracks Handbook, Paris Productions Incorporated, St. Louis, Missouri, USA, 1985

## Zásady pro vypracování (zadání, cíle práce, požadované výstupy)

- Vypracujte stručný přehled o lineární lomové mechanice a jejím rozšířením na dvouparametrovou lomovou mechaniku a popiše výpočetní techniky používané v dostupných softwarech.
- Vypracujte přehled používaných K - kalibračních polynomů pro čistý a pro tříbodový ohyb s poměrem S/W od 2 až do nekonečna.
- Vypracujte podrobné numerické modely testů v zadané zkušební konfiguraci.
- S odladěnými numerickými modely proveďte parametrické studie vlivu změny vybraných geometrií na lomově mechanické parametry.
- Na základě rozboru výsledků parametrické studie vytvořte pomůcky pro vyhodnocování reálných experimentálních testů ve vybrané zkušební konfiguraci.

## Struktura bakalářské/diplomové práce

VŠKP vypracujte a rozčleňte podle dále uvedené struktury:

1. Textová část VŠKP zpracovaná podle Směrnice rektora "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací" a Směrnice děkana "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací na FAST VUT" (povinná součást VŠKP).
2. Přílohy textové části VŠKP zpracované podle Směrnice rektora "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací" a Směrnice děkana "Úprava, odevzdávání, zveřejňování a uchovávání vysokoškolských kvalifikačních prací na FAST VUT" (nepovinná součást VŠKP v případě, že přílohy nejsou součástí textové části VŠKP, ale textovou část doplňují).

.....

Ing. Stanislav Seitl, Ph.D.  
Vedoucí diplomové práce

## **Abstrakt**

Práca sa zaoberá skúmaním lomovo-mechanických parametrov na telesách z kvazikrehkých materiálov. Využíva k tomu postupy dvojparametrovej lomovej mechaniky. Na základe numerických simulácií prevedených v softwarovom prostredí ANSYS využívajúcom metódu konečných prvkov sú v práci analyzované dve základné problematiky. V prvej, hlavnej časti, sa práca venuje ohýbaným telesám. Analyzovaný je vplyv zmeny vybraných parametrov na lomovo-mechanické vlastnosti ohýbaného telesa porušeného trhlinou – koncentrátorom napätia. Pri kalibrácii modelov sa práca opiera o odborné zdroje, ktoré sa už niektorými geometriami telies zaoberali. V druhej časti sa práca zaoberá telesom pre skúšku excentrickým ťahom, konkrétne jej modifikovanú variantu, upravenú pre využitie na cementových kompozitoch. V oboch prípadoch sú výstupom kalibračné polynómy sledovaných parametrov. Ukážka ich využitia je v prípade trojbodového ohybu prezentovaná na ukážke výpočtu kritickkej hodnoty súčiniteľa intenzity napätia z hodnôt získaných pri laboratórnych testoch materiálu na princípe cementového kompozitu s nahradením istej časti plniva drveným keramickým odpadom.

## **Kľúčová slova**

Jednparametrová lomová mechanika, dvojparametrová lomová mechanika, Williamsov rozvoj, metóda konečných prvkov, koncentrátor napätia, krehký lom, kvazikrehký materiál, súčiniteľ intenzity napätia,  $T$ -napätie, constraint efekt (stiesnenie), trojbodový ohyb, prostý ohyb, modifikovaná skúška excentrickým ťahom

## **Abstract**

The aim of the thesis is the investigation of fracture-mechanics parameters on specimens made of quasi-brittle materials. The principles of two-parameter fracture mechanics are used. Couple of numerical simulations were done and their outputs are used for two main analysed specimen geometries. For simulations the finite element method software ANSYS is used. In the first part, the thesis focuses on bended specimens. The influence of different geometric parameters on fracture mechanics behaviour of cracked specimen is investigated. For model calibration the outputs of other authors are used. In the second part the specimens for modified compact-tension test (CT test) are analysed. Similar to the first part, the influence of geometric parameters of the specimen (in this case, the specimen size) on fracture mechanics parameters were investigated. The modified CT test was derived from CT test which is commonly used for metal materials testing as the suitable geometry for cement-based composite materials testing. The outputs of both parts are calibration polynomials, which are expressions obtained for different specimen geometries, giving the value of fracture mechanics parameter as the function of specimen geometry. As the example, calibration curves are used to obtain fracture toughness of tested material using the outputs from recent experiment.

## **Keywords**

Fracture mechanics, two-paramter fracture mechanics, Williams expansion, finite element method, stress concentrator, brittle fracture, quasi-brittle material, stress intensity factor,  $T$ -stress, constraint effect, three-point bending, pure bending, modified compact tension test

### **Bibliografická citace VŠKP**

Bc. Viliam Vízlay *Ohýbaná tělesa: Numerická podpora v software ANSYS*. Brno, 2016. 68 s.  
Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav stavební  
mechaniky. Vedoucí práce doc. Ing. Stanislav Seitzl, Ph.D.

**Prohlášení:**

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci zpracoval samostatně a že jsem uvedl všechny použité informační zdroje.

V Brně dne .....

.....  
podpis autora

**Poděkování:**

Osobitné poďakovanie autora patrí vedúcemu práce, za jeho ochotu pomôcť pri akýchkoľvek nejasnostiach, vždy pohotové odpovede a trpezlivosť počas celej doby magisterského štúdia. Ďalej ďakujem rodičom, za ústretovosť a psychickú a materiálnu podporu v školských aj mimoškolských aktivitách ☺

Prezentované výstupy boli vypracované za podpory programu National Sustainability Programme I projektu LO1408 „AdMaS UP – Advanced Materials, Structures and Technologies“ podporovaného Ministerstvom školstva, mládeže a telovýchovy Českej Republiky, projektu 15-07210S Grantovej Agentúry ČR a FAST-S-15-2774 Vysokého učení technického v Brně.

*Tato diplomová práce byla zpracována s využitím infrastruktury Centra AdMaS*

## OBSAH

1	Úvod.....	10
2	Súčasný stav poznania.....	12
3	Ciele práce.....	13
4	Metodika.....	14
4.1	Lomová mechanika.....	14
4.1.1	Z histórie lomovej mechaniky.....	14
4.1.2	Obecne k lomovej mechanike .....	14
4.1.3	Rozšírenie na dvojparametrovú LELM.....	19
4.1.4	Metódy výpočtu lomovo-mechanických parametrov.....	20
4.2	Výpočtové softwarové prostredie .....	21
5	Vyhodnotenie lomovo-mechanických parametrov pre skúšku trojbodovým ohybom ....	24
5.1	Skúška trojbodovým ohybom a čistý ohyb.....	24
5.2	Teoretické pozadie.....	26
5.3	Numerická simulácia .....	28
6	Modifikovaná CT skúška, vplyv veľkosti telesa na lomovo-mechanické parametre .....	31
6.1	Modifikovaná CT skúška.....	31
6.2	Teoretické pozadie.....	33
6.3	Numerická simulácia .....	36
7	Výsledky, ich aplikácia a diskusia .....	39
7.1	Lomovo-mechanické parametre ohýbaného telesa.....	39
7.1.1	Výsledky numerických simulácií pre ohýbané telesá .....	39
7.1.2	Využitie výstupov práce pri laboratórnom experimente na ohýbaných telesách	45
7.2	Vplyv veľkosti telesa pre modifikovanú CT skúšku .....	50
7.2.1	Výsledky numerických simulácií .....	50
7.2.2	Využitie výstupov práce pri laboratórnom experimente .....	55



8	Záver.....	57
9	Zoznam literatúry .....	59
9.1	Zoznam použitej literatúry.....	59
9.2	Zoznam publikácií autora .....	62
10	Zoznam použitých skratiek a symbolov .....	63
11	Zoznam obrázkov a tabuliek .....	64
11.1	Zoznam obrázkov.....	64
11.2	Zoznam tabuliek.....	66
12	CV autora .....	67

## 1 ÚVOD

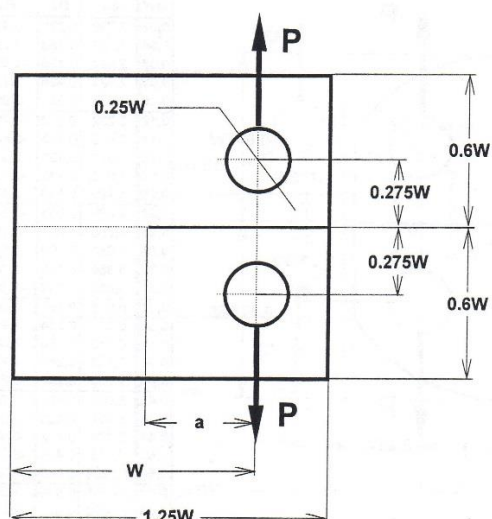
Táto práca sa zaoberá skúmaním lomovo-mechanických parametrov kvazikrehkých materiálov. Hlavnými predstaviteľmi tejto skupiny materiálov v stavebníctve sú hmoty na bázi cementu a cementových kompozitov ako betón, rôzne druhy mált, keramické výrobky a pod. Konštrukcie vyrobené z týchto materiálov sú počas svojej životnosti vystavené rôznym typom namáhania, z ktorých veľká časť spôsobuje tzv. cyklické zaťaženie (u stavebných konštrukcií to môže byť užité zaťaž., zaťaž. snehom a pod.).



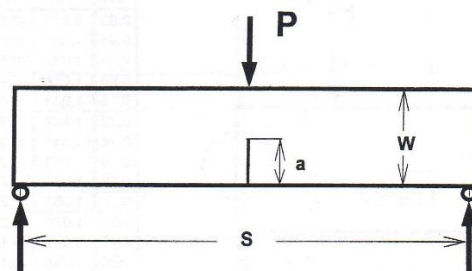
*Obr. 1 Príklad cyklického namáhania a únavového porušenia konštrukcie*

Cyklické zaťaženie časti konštrukcie môže viesť k jej poškodeniu alebo zlyhaniu ako následku vyčerpania únavovej pevnosti materiálu (skrátene únavy materiálu). Odolnosť materiálov voči takému typu porušenia určujú ich lomovo-mechanické parametre. Pri správnom a spoľahlivom dimenzovaní je potreba brať tieto vlastnosti v úvahu.

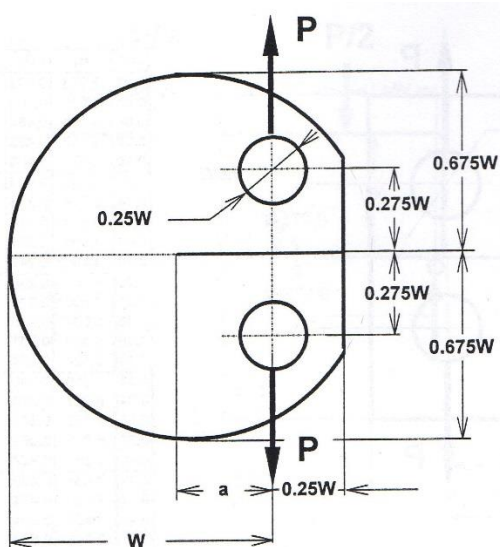
Lomovo-mechanické vlastnosti materiálov sa v praxi zisťujú laboratórnymi skúškami na reprezentačných telesách, ktoré môžu byť pripravené pre tento účel mimo zhotovovanú konštrukciu pre overenie/zistenie ich vlastností pred zabudovaním (betónové odliatky a pod.), alebo vo forme vzoriek odobratých z hotovej konštrukcie (betónový skelet, most, vozovka a pod.) pre zistenie vlastností materiálu v čase a prípadný odhad zostatkovej životnosti prvku. Existuje niekoľko zaužívaných typov lomovo-mechanických skúšok, niektoré z nich sú znázornené na Obr. 2.



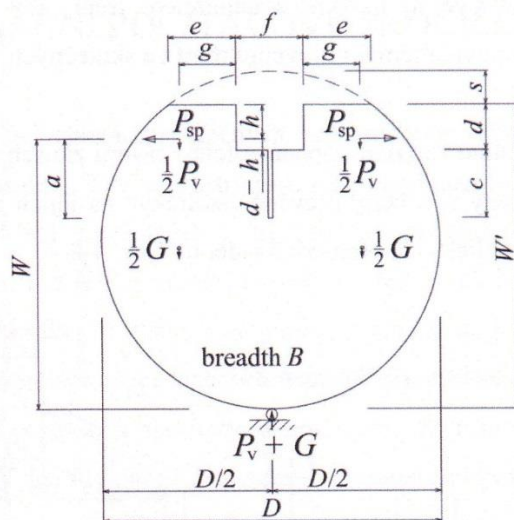
a)



b)



c)



d)

Obr. 2 Niektoré typy zaužívaných lomovo-mechanických skúšok a – štandardná skúška excentrickým ťahom, b – trojbodový ohyb, c – skúška excentrickým ťahom pre kruhové teleso [7], d – skúška klinovým štiepením [10]

Postupne sú v práci prebrané dve hlavné sledované problematiky a to príprava kalibračných kriviek pre vyhodnotenie lomovo-mechanických parametrov na ohýbaných telesách a ďalej vplyv veľkosti skúšobného telesa na príslušné lomovo mechanické parametre pri tzv. modifikovanej skúške excentrickým ťahom.

## 2 SÚČASNÝ STAV POZNANIA

Zisťovanie lomovo-mechanických vlastností nových materiálov, prípadne testovanie materiálov už zabudovaných a plniacich svoju funkciu po istý čas je veľmi dôležitou súčasťou návrhu a posudzovania konštrukcií. Je tak možné predpovedať dobu životnosti súčastí a predísť haváriám, ktoré môžu v prípade konštrukcií vysokého spoločenského či technologického významu spôsobiť obrovské škody. Zisťovanie týchto parametrov sa prevádza rôznymi laboratórnymi skúškami s doporučenou skúšobnou konfiguráciou pre rôzne účely a materiály. Praktickej - laboratórnej časti skúšky, ktorá je posledným krokom v reťazci, predchádza jej testovanie a ladenie na úrovni numerickej simulácie a analýzy. Jej výstupom sú spravidla rôzne kalibračné vzťahy, pomocou ktorých sa potom výsledky experimentov spracúvajú. Počas vývoja tej časti lomovej mechaniky, ktorej sa týka táto práca, sa postupne prešlo od jednoparametrového k dvojparametrovému popisu napätia v oblasti defektu a v súčasnej dobe je s pomocou počítačov s vysokým výpočtovým výkonom možné na úrovni veľmi presných výstupov prevádzať simulácie skúšok vo veľmi krátkom čase.

Veľmi dobrú príručku pre rýchly výpočet základných lomovo-mechanických parametrov pre najčastejšie používané konfigurácie skúšok spracovala v roku 1998 dvojica brnenských autorov Knésl a Bednář [7]. Je to zároveň jedna z hlavných publikácií, o ktoré sa táto práca opiera. V prípade ohýbaných telies bolo možné dohľadať útržkovité informácie, ktoré boli využité pri kalibrácii numerických modelov, v niekoľkých zdrojoch [8], [9], [12], [14]. Jedná sa ale prevažne o odborné články so starším dátumom vydania, prípadne zahŕňajú sledovanú problematiku len okrajovo.

V prípade skúšky excentrickým ťahom a zvlášť jej variante upravenej pre použitie na cementových kompozitoch je jej využívanie zatiaľ len v štádiu testovania. Bezprostredne tejto práci predchádzalo niekoľko publikácií zaoberajúcich sa napr. vplyvom polohy tyče v telese [5], príp. vplyvom uchytienia telesa do skúšobného zariadenia [25]. V tejto práci budú sledované jej ďalšie parametre.

### 3 CIELE PRÁCE

V predkladanej práci sú postupne rozobraté dve hlavné sledované problematiky a to vyhodnotenie lomovo-mechanických parametrov u ohýbaného telesa a vplyv veľkosti telesa na tieto parametre pri skúške excentrickým ťahom. Príprava skúšobných telies pre lomovo-mechanické skúšky sa obvykle prevádza s určitou presnosťou, to znamená, nie absolútnou. Tu sa ukazuje význam kalibračných polynómov, ktoré táto práca vo výsledku predkladá.

V prípade ohýbaného telesa budú prebrané a porovnané dve konfigurácie skúšky trojbodovým ohybom a to klasická so zaťažovacou silou uprostred telesa a podporami na jeho koncoch a konfigurácia s upravenými okrajovými podmienkami na tzv. prostý ohyb. Táto varianta odstraňuje problém s bodovým pôsobením sily uprostred telesa, ktoré pri výpočte pomocou metódy konečných prvkov môže na povrchu telesa vyvolať singulárny priebeh napätia. Cieľom práce je prezentovať kalibračné polynómy pre výpočet lomovo-mechanických parametrov pre rôzne konfigurácie skúšobného telesa. V závere príslušnej kapitoly je ukázaný príklad využitia výstupov práce pri výpočte materiálovej charakteristiky z výstupov experimentu. Laboratórne skúšky boli realizované v spolupráci brnenského pracoviska a poľskej Technickej univerzity v Koszaline a výstupy publikované v [17].

Príprava skúšobných telies pre modifikovanú skúšku excentrickým ťahom (t.j. osadenie tyčí, rovnako ako vyhotovenie iniciačného zárezu) sa taktiež neprevádza s absolútnou presnosťou. V tomto prípade budú rovnako výstupom kalibračné polynómy pre výpočet lomovo-mechanických parametrov a v prípade deformačných parametrov (rozovretie trhliny počas zaťažovania) sa bude sledovať vplyv veľkosti telesa (priemer vzorku) na hodnoty týchto parametrov. V závere kapitoly bude opäť ukázaný príklad využitia výstupných kriviek pri spracovaní hodnôt experimentu, pri ktorom bol skúmaný vplyv uchytenia tyčí do skúšobného zariadenia. Výsledky experimentu boli publikované v [26].

## 4 METODIKA

### 4.1 Lomová mechanika

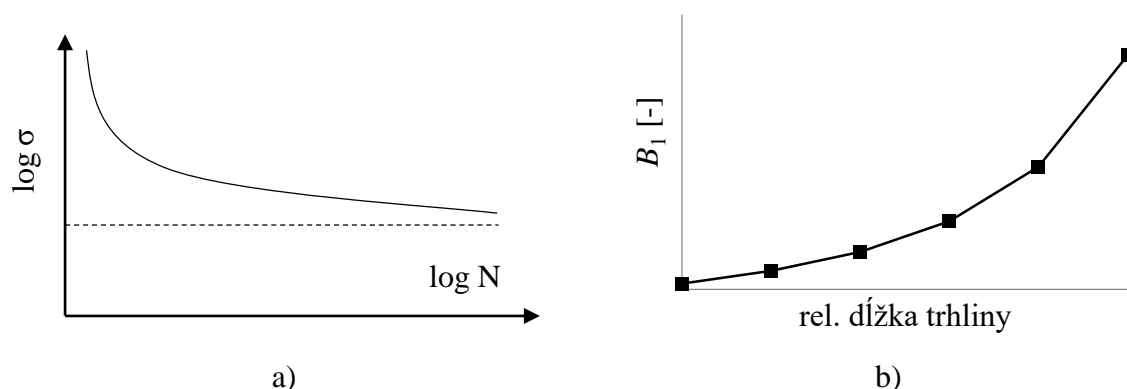
#### 4.1.1 Z histórie lomovej mechaniky

Lomová mechanika (ďalej aj LM) sa radí medzi pomerne mladé vedné odbory. Jej intenzívnejšiemu rozvinutiu predchádzali série havárií na reálnych konštrukciách, či už v stavebníctve, alebo v strojárskom priemysle. Spoločným znakom havárií, ktoré iniciovali výraznejší rozvoj tejto vednej disciplíny bolo porušenie materiálu pri intenzitách namáhania výrazne nižších, než je medza klzu materiálu. Tieto poruchy mali obvykle charakter krehkého lomu. Jednalo sa väčšinou o kovové konštrukcie väčších rozmerov ako trupy lodí (ku koncu II. svetovej vojny), ďalej to boli počas 50. rokov havárie mostov, plynovodov, ropovodov, veľkých nádrží a pod [1]. Hlavnú úlohu tu zohrali práve faktory, na ktorých sa neskôr postavila a rozvinula teória lomovej mechaniky a teda vyčerpanie únavovej pevnosti materiálu súčasti vystavenej cyklickým zmenám zaťaženia, prípadne k týmto poruchám dochádzalo v blízkosti otvorov, ostrých vrubov či zvarových spojov. Všetky tieto prípady predstavujú lokálne koncentrácie napätia, v ktorých dosahuje extrémne hodnoty a výrazne sa tak zníži únosnosť časti alebo celej konštrukcie. Tieto poznatky bolo nutné zahrnúť do inžinierskej praxe tak, aby bola lomová únosnosť materiálu zohľadnená už v projekčnej (dimenzačnej) fáze návrhu a to formou zníženia bezpečnostných súčiniteľov. Rozvíjajúce sa výpočtové modely umožňovali presnejšie stanovenie lokálnych napätí. Ako bolo zmienené v úvodnej kapitole, pre laboratórne zisťovanie lomovo-mechanických parametrov materiálov bolo vyvinutých niekoľko typov skúšok, z ktorých nie všetky sú vhodné pre každú skupinu materiálov. Obecne pre všetky skúšky ale platí, že teleso je opatrené iniciačným vrubom aby bolo reálne simulované pôsobenie (koncentrácia napätia) v oblasti defektu.

#### 4.1.2 Obecne k lomovej mechanike

Vo svojej teoretickej časti vychádza lomová mechanika z predstavy telesa ako kontinua s trhlinou a nezaobera sa podmienkami vzniku tejto trhliny. Vo svojej experimentálnej časti potom zisťuje odpor materiálov voči rastu trhliny vyššie spomínanými skúškami na vzorkách s trhlinami za rôznych zaťažovacích spôsobov a podmienok prostredia. Na základe získaných výstupov je potom cieľom lomovej mechaniky stanoviť prípustnú veľkosť trhliny pre

očekávané zaťaženie, dobu do nárastu trhliny do jej kritickej veľkosti, zostatkovú pevnosť či potrebnú periódu pravidelných kontrol. Jej hlavnou úlohou je zistiť, či sa defekt bude alebo nebude šíriť a za akých podmienok. Stáva sa tak ako odbor veľmi významným činiteľom pri zaisťovaní bezpečnosti konštrukcií – poukazuje na súvislosť medzi použitým materiálom a spôsobom výroby na jednej strane a prevádzkovými podmienkami (napätie, deformácia, teplota a rýchlosť ich zmien) na strane druhej [1]. Iniciácia a následné šírenie trhliny v telese môže byť spôsobené zaťažením dynamickým ale aj statickým. Výstupom lomovo mechanického výskumu potom bude v prípade dynamického zaťaženia súčasti napr. Wöhlerova krivka vyjadrujúca zostatkovú životnosť odpovedajúcu rozkmitu napätia alebo závislosť intenzity napätia v mieste defektu na geometrii a okrajových podmienkach telesa (Obr. 3).

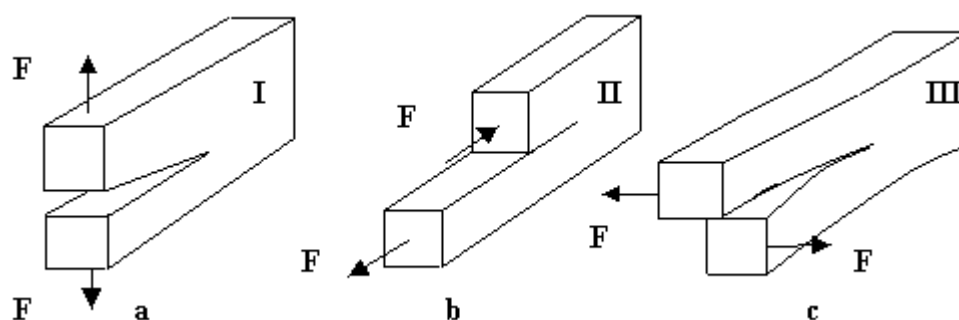


Obr. 3 Príklady lomovo-mechanických závislostí: a) Wöhlerova krivka, b) závislosť faktoru intenzity napätia na dĺžke trhliny

V priebehu svojho vývoja sa lomová mechanika rozdelila do dvoch hlavných oblastí a to na *lineárne elastickú lomovú mechaniku* (LELM), predpokladajúcu platnosť Hookovho zákona medzi zložkami napätia a deformácie v oblasti koreňa trhliny a *elastoplastickú lomovú mechaniku* (EPLM), ktorá uvažuje v oblasti koreňa trhliny vznik veľkej plastickej zóny. Za určitých zjednodušujúcich predpokladov je aj LELM schopná popísať napäťovo-deformačné pomery pri koreni trhliny za prítomnosti malej plastickej zóny.

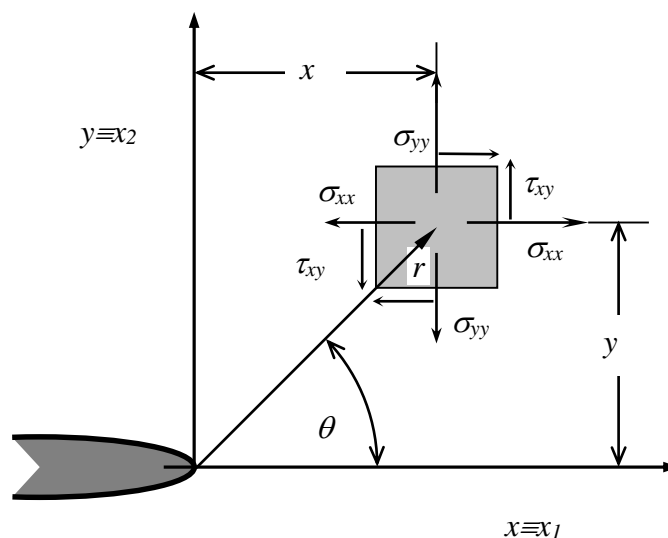
V oblasti EPLM sa ako lomové kritérium často využíva koncepcia rozovretia trhliny (parameter COD odpovedá rozovretiu v sledovaných bodoch, s kritickou hodnotou  $\delta_c$ ),  $J$ -integrálu (s kritickou hodnotou  $J_{IC}$ ), príp. metóda ekvivalentnej energie. V tejto práci sú analyzované skúšky aplikované na telesách z cementových kompozitov, čo sú materiály

s malou plastickou zložkou deformácie (jedná sa o kvazikrehké materiály, ktorých pracovný diagram pozostáva z lineárne elastickej zložky, malej plastickej zóny a lomu). Preto sa budeme pohybovať v oblasti LELM. Lomové kritérium v tejto oblasti lomovej mechaniky tu môže byť formulované na *energetickom podklade* (princíp Griffithovej práce, hnacej sily trhliny  $G$ ,  $J$ -integrál) alebo na základe *napätia a deformácií pri koreni trhliny* (napät'ový princíp) – koncepcia súčiniteľa intenzity napätia  $K$ , koncepcia rozovretia trhliny. Veľmi dôležitou veličinou v oblasti LELM je kritická hodnota súčiniteľa intenzity napätia  $K_C$ , pre ktorú sa ustálil názov **lomová húževnatosť** a je to významná materiálová charakteristika, ktorej význam v lomovej mechanike je porovnateľný s významom medze pevnosti v mechanike kontinua. Jednotkou je  $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$  a jeho hodnota napr. pre betón dosahuje hodnôt  $(0,5\div 2) \text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ . V prípade materiálov s vysokou hodnotou lomovej húževnatosti (napr. oceľ) predchádza lomu veľká plastická deformácia. Táto práca sa zameriava na konštrukcie z cementových kompozitov, no obecné väčšina stavebných konštrukcií obsahuje trhliny alebo vady trhlínám podobné. Súčiniteľ intenzity napätia môže pre rôzne spôsoby zaťaženia trhliny vystupovať v troch módoch  $K_I$ ,  $K_{II}$  a  $K_{III}$ , ako je to znázornené na Obr. 4. Skutočné zaťaženie vedie v praxi často na ich kombináciu. V osobitnej forme sa najbežnejšie vyskytuje zaťaženie odpovedajúce módu  $K_I$  (ohyb, ťah).



Obr. 4 Módy súčiniteľa intenzity napätia  $K_I$  - normálový,  $K_{II}$  – strihový a  $K_{III}$  - antirovinný





Obr. 5 Polárny a kartézsky súradnicový systém s počiatkom v koreni trhliny

Základom aplikácie všetkých postupov lomovej mechaniky je znalosť rozloženia napätia v oblasti za koreňom trhliny. Pre dvojrozmerné elastické teleso je možné vzťahy pre výpočet poľa napätí a posunutí pre módy I a II odvodiť riešením biharmonickej rovnice z Airyho funkcie napätia  $\Phi(x,y)$ . Získame rovnice pre zložky napätia a posunutia (1) a (2) v tvare nekonečnej mocninnej rady závislej na súradniciach  $r$  a  $\theta$  (používa sa polárny súradnicový systém s počiatkom v koreni trhliny, viď Obr. 5), odvodiť Williams [16]:

$$\begin{aligned}
 \begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} &= \sum_{n=1}^{\infty} \left( A_{In} \frac{n}{2} \right) (r)^{\frac{n}{2}-1} \begin{Bmatrix} \left\{ 2 + (-1)^n + \frac{n}{2} \right\} \cos\left(\frac{n}{2}-1\right)\theta - \left(\frac{n}{2}-1\right) \cos\left(\frac{n}{2}-3\right)\theta \\ \left\{ 2 - (-1)^n - \frac{n}{2} \right\} \cos\left(\frac{n}{2}-1\right)\theta + \left(\frac{n}{2}-1\right) \cos\left(\frac{n}{2}-3\right)\theta \\ - \left\{ (-1)^n + \frac{n}{2} \right\} \sin\left(\frac{n}{2}-1\right)\theta + \left(\frac{n}{2}-1\right) \sin\left(\frac{n}{2}-3\right)\theta \end{Bmatrix} \\
 &- \sum_{n=1}^{\infty} \left( A_{II n} \frac{n}{2} \right) (r)^{\frac{n}{2}-1} \begin{Bmatrix} \left\{ 2 - (-1)^n + \frac{n}{2} \right\} \sin\left(\frac{n}{2}-1\right)\theta - \left(\frac{n}{2}-1\right) \sin\left(\frac{n}{2}-3\right)\theta \\ \left\{ 2 + (-1)^n - \frac{n}{2} \right\} \sin\left(\frac{n}{2}-1\right)\theta + \left(\frac{n}{2}-1\right) \sin\left(\frac{n}{2}-3\right)\theta \\ - \left\{ (-1)^n - \frac{n}{2} \right\} \cos\left(\frac{n}{2}-1\right)\theta - \left(\frac{n}{2}-1\right) \cos\left(\frac{n}{2}-3\right)\theta \end{Bmatrix}
 \end{aligned} \tag{1}$$

a

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{A_{In}}{2\mu} (r)^{\frac{n}{2}} \begin{Bmatrix} \kappa \cos \frac{n}{2} \theta - \frac{n}{2} \cos \left( \frac{n}{2} - 2 \right) \theta + \left\{ \frac{n}{2} + (-1)^n \right\} \cos \frac{n\theta}{2} \\ \kappa \sin \frac{n}{2} \theta + \frac{n}{2} \sin \left( \frac{n}{2} - 2 \right) \theta - \left\{ \frac{n}{2} + (-1)^n \right\} \sin \frac{n\theta}{2} \end{Bmatrix} \\ - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{A_{IIIn}}{2\mu} (r)^{\frac{n}{2}} \begin{Bmatrix} \kappa \sin \frac{n}{2} \theta - \frac{n}{2} \sin \left( \frac{n}{2} - 2 \right) \theta + \left\{ \frac{n}{2} - (-1)^n \right\} \sin \frac{n\theta}{2} \\ -\kappa \cos \frac{n}{2} \theta - \frac{n}{2} \cos \left( \frac{n}{2} - 2 \right) \theta + \left\{ \frac{n}{2} - (-1)^n \right\} \cos \frac{n\theta}{2} \end{Bmatrix}, \end{aligned} \quad (2)$$

kde  $\kappa$  je Kolosovova konštanta, pre rovinnú deformáciu  $\kappa = 3-4\nu$  a pre rovinnú napätosť  $\kappa = (3-\nu)/(1+\nu)$ .  $A_{In}$  sú odpovedajúce koeficienty pre normálový a šmykový mód namáhania,  $\mu$  modul pružnosti v šmyku,  $\mu = E/(2(1+\nu))$  a  $\nu$  Poissonovo číslo. Výraz pre napätie označujeme ako Williamsov rozvoj je ho možné zjednodušiť zapísať rovnicou:

$$\sigma_{ij} = \sum_{n=1}^{\infty} \left( A_n \frac{n}{2} \right) r^{\frac{n}{2}-1} f_{ij}(n, \theta), \quad (3)$$

pričom prvý člen tejto rady je vzhľadom k premennej  $r$  singulárny, vystupuje v ňom exponent  $-1/2$ . V klasickej, alebo tiež *jednparametrovej* lomovej mechanike sa vychádza z predpokladu, že napätie a deformácie v okolí koreňa trhliny a tým aj počiatok lomu sú charakterizované jediným parametrom, v LELM je týmto parametrom faktor intenzity napätia  $K$ . Jeho hodnota závisí na geometrii telesa a okrajových podmienkach. Toto tvrdenie vychádzalo z predpokladu, že napätie koncentrované za koreňom trhliny ovplyvňuje len veľmi malú oblasť telesa ( $r \rightarrow 0$ ) a že pre chovanie trhliny je rozhodujúce len napätie v tesnom okolí koreňa. V tejto oblasti nadobúdajú ostatné členy v rozvoji oproti členu prvému zanedbateľných hodnôt. Jednparametrová LELM tiež predpokladá, že veľkosť plastickej zóny za koreňom trhliny je v porovnaní s charakteristickým rozmerom telesa zanedbateľná. Pri správnom (ideálnom) fungovaní lomovej mechaniky predpokladáme, že charakteristiky získané na telesách pri laboratórnych skúškach budú dobre prenositeľné na geometricky zložitejšie konštrukčné diely vystavené skutočným prevádzkovým podmienkam. Pole napätí sú v tomto prípade vyjadrené rovnicami:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \frac{1}{2} \begin{Bmatrix} \frac{3}{2} \cos\left(\frac{1}{2}\theta\right) + \frac{1}{2} \cos\left(\frac{5}{2}\theta\right) \\ \frac{5}{2} \cos\left(\frac{1}{2}\theta\right) - \frac{1}{2} \cos\left(\frac{5}{2}\theta\right) \\ -\frac{1}{2} \sin\left(\frac{1}{2}\theta\right) + \frac{1}{2} \sin\left(\frac{5}{2}\theta\right) \end{Bmatrix}. \quad (4)$$

Metodológia jednoparametrovej lomovej mechaniky je založená na predpoklade, že trhlina sa chová na skúšobnom telese a v reálnej konštrukcii rovnako v prípade, že hodnoty súčiniteľov intenzity napätia  $K$  sú si rovné.

#### 4.1.3 Rozšírenie na dvojparametrovú LELM

Časom sa však ukázalo, že pri použití jednoparametrovej LM v rade prípadov tento predpoklad úplne neodpovedal realite a chovanie dvoch trhlín s rovnakou hodnotou  $K_I$  nie je vždy identické. Súvisí to s multiaxialitou napätia v okolí koreňa trhliny. Pre tieto účely sa vplyv napätia označuje ako constraint efekt (slovenský ekvivalent *stiesnenie*). Zavádza sa preto *dvojparametrová* lomová mechanika a tá si kladie za úlohu skúmať vplyv geometrie telies a rozdielnej multiaxiality napätia na chovanie trhliny.

Ako jej pomenovanie napovedá, základnou zmenou v jej prístupe je zahrnutie druhého, konštantného člena ( $r^0=1$ ) vo Williamsovom rozvoji. V prípade lineárne elastickej lomovej mechaniky sa tento člen charakterizujúci constraint nazýva  $T$ -napätie. Z obecného riešenia rovnice (1) potom vyplývajú vzťahy pre zložky napätí

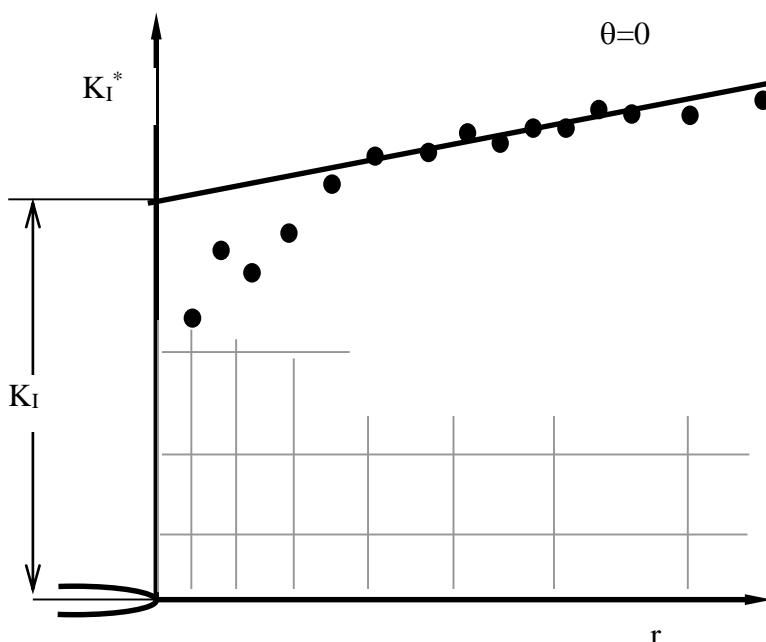
$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \end{Bmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \frac{1}{2} \begin{Bmatrix} \frac{3}{2} \cos\left(\frac{1}{2}\theta\right) + \frac{1}{2} \cos\left(\frac{5}{2}\theta\right) \\ \frac{5}{2} \cos\left(\frac{1}{2}\theta\right) - \frac{1}{2} \cos\left(\frac{5}{2}\theta\right) \\ -\frac{1}{2} \sin\left(\frac{1}{2}\theta\right) + \frac{1}{2} \sin\left(\frac{5}{2}\theta\right) \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} T \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix}, \quad (5)$$

kde  $T$  je zložka napätia pôsobiaca rovnobežne s lomovými plochami trhliny a pole napätia je tak popísané dvoma parametrami – súčiniteľom intenzity napätia  $K$  a  $T$ -napätím. Metodológia dvojparametrovej lomovej mechaniky potom spočíva v tom, že dve trhliny sa chovajú rovnako v prípade, že sú identické hodnoty oboch parametrov.

Z praktického hľadiska umožňuje použitie dvojparametrovej lomovej mechaniky spoľahlivejší prenos materiálových dát popisujúcich rast trhlín z rôznych typov laboratórnych skúšok na väčšie konštrukcie. Tým sa zvyšuje presnosť odhadu zostatkovej životnosti dielcov a konštrukcií. V tejto práci budeme pracovať s lomovo-mechanickými parametrami normovanými na bezrozmerné koeficienty – koeficient  $B_1$  odpovedá bezrozmernej hodnote faktoru intenzity napätia  $K_I$  a koeficient  $B_2$  označujeme faktor biaxiality a umožňuje jednoducho dopočítať druhý parameter,  $T$ -napätie.

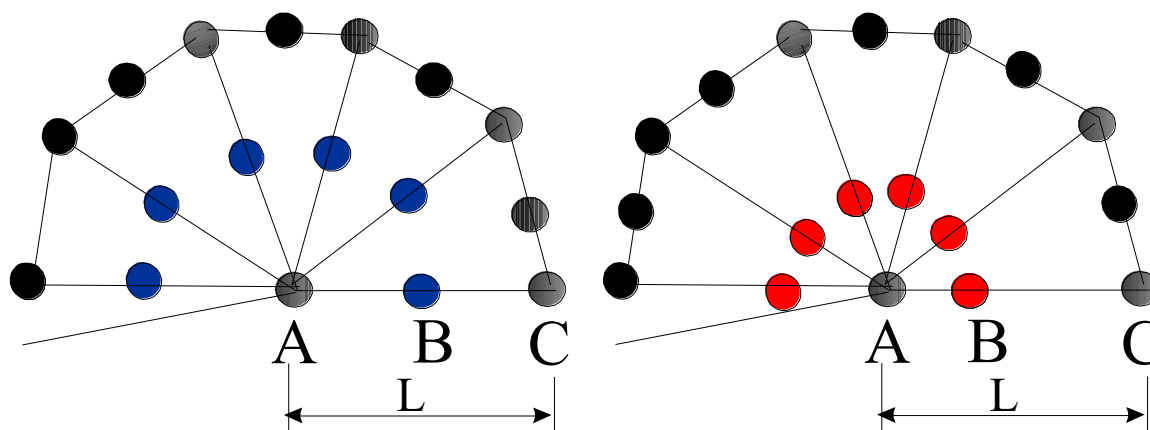
#### 4.1.4 Metódy výpočtu lomovo-mechanických parametrov

Výpočet hodnôt súčiniteľa intenzity napätia bola prevedená dvoma spôsobmi. Pracnejší spôsob výpočtu je *metóda priama*, kedy sú hodnoty súčiniteľa napätia spočítané v jednotlivých bodoch za koreňom trhliny podľa definičných vzťahov dosadením výsledných napätí v týchto bodoch. Takto vynesené hodnoty sa vo vhodnom softwarovom prostredí extrapolujú, pričom sa hodnoty v tesnej blízkosti koreňa ignorujú (sú zaťažené najväčšou chybou) – Obr. 6. Táto metóda je v práci využitá k výpočtu druhého sledovaného parametru –  $T$ -napätia. Venuje sa jej napr [33].



Obr. 6 Extrapolácia pri určovaní súčiniteľa intenzity napätia priamou metódou, prevzaté z [29]

Nástroje pracujúce s metódou konečných prvkov obvykle pre výpočet súčiniteľa intenzity napätia využívajú *metódu posunutých stredových uzlov*. Pri tejto metóde, ako názov napovedá, sa posunutím stredových uzlových bodov prvkov bezprostredne obklopujúcich koreň trhliny, modeluje odpovedajúci typ singularity. Postup je naznačený na Obr. 7. Touto metódou sa bližšie zaoberá napr. [33].



Obr. 7 Sieť s posunutými stredovými uzlami v okolí koreňa trhliny, prevzaté z [29]

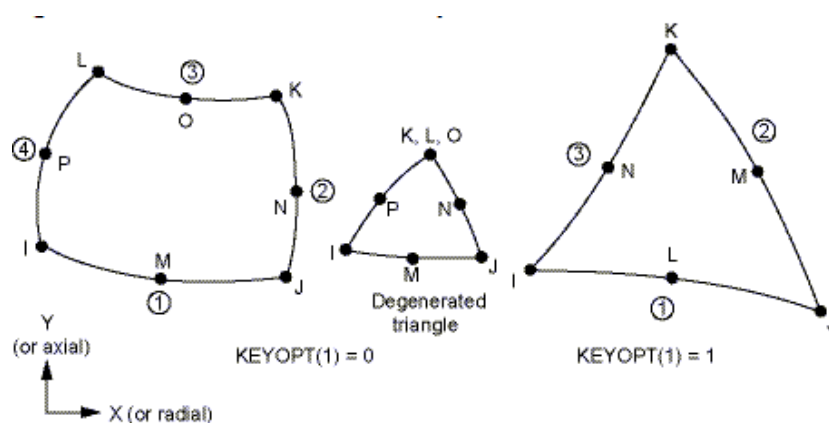
## 4.2 Výpočtové softwarové prostredie

Pre numerické simulácie lomovo-mechanických skúšok bolo využité softwarové prostredie ANSYS [19]. Jedná sa o veľmi rozsiahly a prepracovaný simulačný systém pracujúci, ako všetky podobne koncipované programové prostredia, na princípe metódy konečných prvkov (ďalej MKP), konkrétne na jej deformačnej variante. To v praxi znamená, že pri výpočte úloh mechaniky sú ako prvé známe výsledky uzlových posuvov a z nich následne dopyčované napätia.

Výpočet v prostredí ANSYSu je rozdelený do troch častí – preprocesor, riešič a postprocesor a v každej z nich riadime iné časti výpočtu, prípadne zadávame vstupy a spracúvame výstupy simulácie. Všetky geometrické dáta modelu sú v pozadí programu vkladane do databázy, v ktorej na seba jednotlivé entity hierarchicky nadväzujú a preto nie je úplne jednoduché model dodatočne meniť a upravovať. To znamená, že nie je možné zmazať napr. uzol modelu bez toho, aby to ovplyvnilo nadradené prvky, ktoré ho zahŕňajú (úsečka, plocha, objem). Vhodné je teda v prostredí pracovať tak, aby neboli dodatočné úpravy modelu

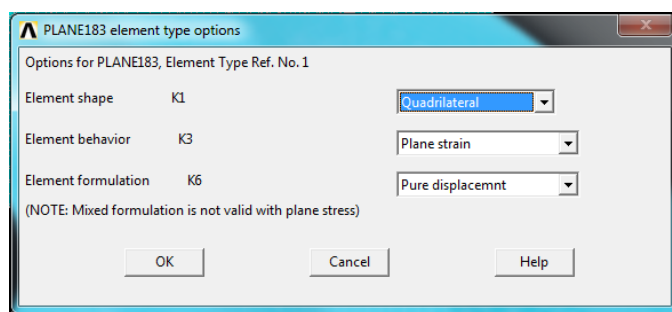
potrebné. Okrem zadávania príkazov cez grafické rozhranie programu dokáže toto prostredie pracovať s rôznymi typmi vstupných súborov, jedným z nich sú makrá naprogramované v jazyku APDL (Ansys parametric design language). Práve tento spôsob bol využitý pri simuláciách pre účely tejto práce. Úloha bola naprogramovaná tak, že jednotlivé geometrické parametre telies boli parametrizované a ich zmena sa tak mohla vykonať jednoduchou zmenou príslušnej hodnoty vo vstupnom APDL makre. Ukážky modelov sú znázornené v príslušných kapitolách.

Všetky simulácie boli riešené formou rovinnej úlohy (2D model) – rovinná deformácia. Výber typu elementu konečných prvkov padol na PLANE183, ktorý je pre úlohy tohto typu vhodný. Jedná sa o rovinný element s dvoma stupňami (posuny  $x$  a  $y$ ) voľnosti, ktorý má typicky 8 uzlov - 4 v rohoch a 4 uprostred strán (Obr. 8). Element vie spoľahlivo vyplniť aj nepravidelný tvar, kedy sa zredukuje na trojuholníkový tvar so šiestimi uzlami.

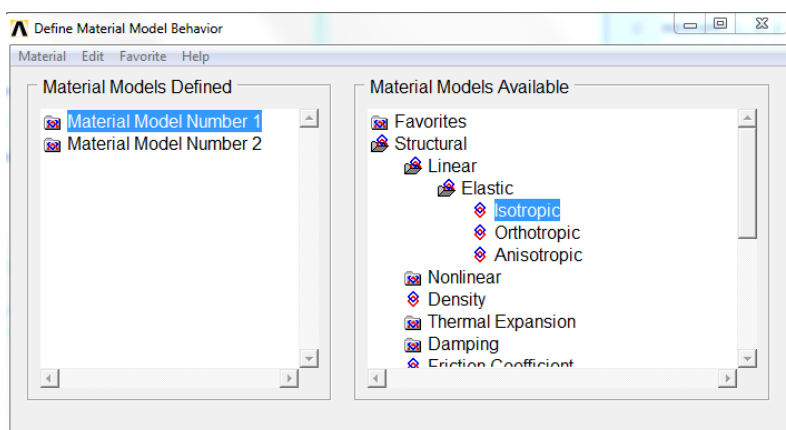


Obr. 8 Varianty elementu PLANE183 s polohou uzlových bodov [19]

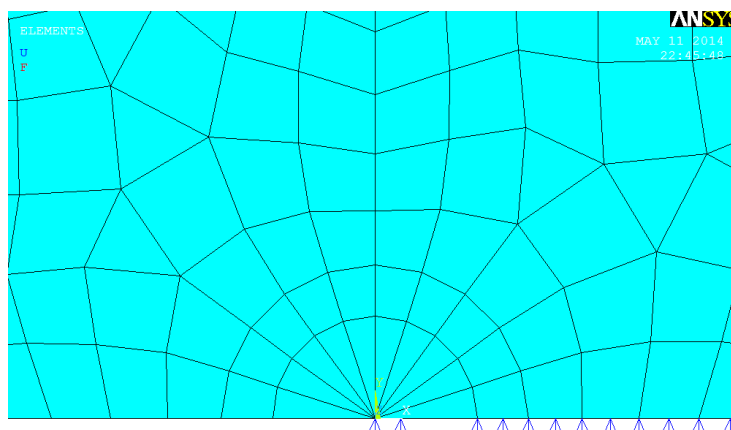
Vo všetkých simuláciách bol použitý lineárne-elastický izotropný materiálový model. Nastavenia typu elementu a materiálového modelu sú na Obr. 9 a Obr. 10. V oblasti koreňa trhliny bola sieť konečných prvkov asi  $5\times$  zahustená (vplyvom hustoty siete sa zaoberá napr. [35]). Pre výpočet hodnoty súčiniteľa intenzity napätia existuje v prostredí ANSYS priamy príkaz KCALC. Ten vyžaduje vyznačiť oblasť koreňa trhliny a teda kde sa bude hodnota počítať a tiež vyžaduje použitie upravených prvkov v okolí koreňa, umožňujúci výpočet metódou posunutých uzlových bodov. Detail MKP siete v oblasti koreňa trhliny je na Obr. 11.



Obr. 9 Nastavenie typu elementu



Obr. 10 Nastavenie materiálového modelu

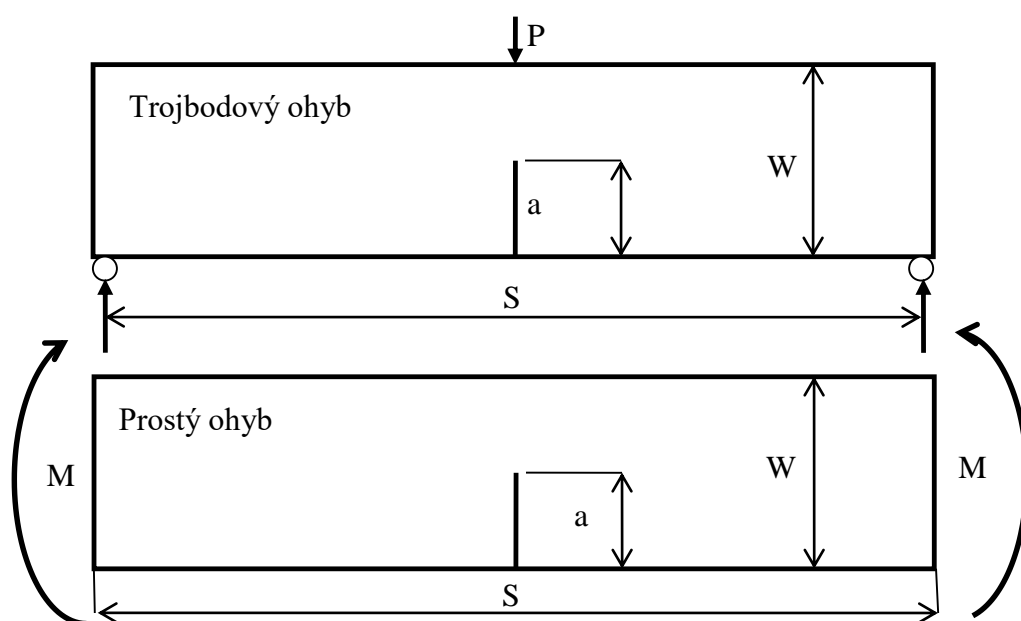


Obr. 11 Detail MKP siete s posunutými stredovými uzlami v okolí koreňa trhliny

## 5 VYHODNOTENIE LOMOVO-MECHANICKÝCH PARAMETROV PRE SKÚŠKU TROJBODOVÝM OHYBOM

### 5.1 Skúška trojbodovým ohybom a čistý ohyb

V posledných rokoch bolo predstavených nemalé množstvo metód pre určovanie lomovo-mechanických parametrov materiálov a bázi cementových kompozitov. Všetky parametre je možné určiť ťahovou skúškou, ktorá sa ale pre cementové kompozity nedá považovať za štandardnú [4]. Skúška trojbodovým ohybom (ďalej 3PB, z anglického *three point bending test*) je jedna z najrozšírenejších skúšobných konfigurácií pre laboratórne zisťovanie vlastností materiálov (modul pružnosti za ohybu  $E$ , ohybová pevnosť a pod.). V prípade ošetrovania telesa vrubom (iniciačný zárez reprezentujúci vadu typu trhlinka – koncentrátor napätia) je skúška vhodná aj na zisťovanie lomovo-mechanických vlastností materiálu. Takto upravená konfigurácia skúšky pre účely lomovej mechaniky je znázornená na Obr. 3. Táto geometria skúšky je štandardizovaná a používaná podľa doporučení RILEM [6]. Táto kapitola sa okrem takto konfigurovanej skúšky venuje aj inému spôsobu zaťaženia rovnakého telesa, tzv. *prostý ohyb*. Pri tejto modifikácii budú všetky okrajové podmienky nahradené ohybovým momentom na oboch koncoch vzorku pri zachovaní ostatných geometrických parametrov telesa, podľa Obr. 3. Sledovaným aspektom bude v oboch zaťažovacích konfiguráciách stav napätosti v oblasti koncentrátoru napätia podľa teórie dvojparametrovej lomovej mechaniky.



Obr. 3 Geometria skúšobného telesa pre účely lomovo-mechanických skúšok



$P$  je zaťažovacia sila,  $W$  je výška telesa,  $S$  je vzdialenosť podpor,  $a$  je dĺžka trhliny a  $b$  bude značená hrúbka telesa. Dĺžka presahu koncov telesa za podporami v malom rozsahu nehrá rolu (t.j. v prípade, že vlastná tiaž presahujúcich častí je zanedbateľná). Geometria telesa (veľkosť) bude charakterizovaná ako pomer  $S/W$  vzdialenosti podpor  $S$  a charakteristického rozmeru telesa  $W$ . V prípade kovových materiálov je v súčasnosti zaužívaný pomer vzdialenosti podpor a charakteristického rozmeru  $S/W=4$ , aj vďaka možnosti presného strojného opracovania telesa. V tejto práci bude prevedené ladenie modelu pre pomer  $S/W=4$  a 8 (podľa ASTM), pre ktoré sú hodnoty súčiniteľa intenzity napätia dostupné v literatúre, spracoval Guinea a kol. [11] (a iné, vid' ďalší text). Chýba však ich rozšírenie o hodnoty constraintu, rovnako ako o ďalšie hodnoty pomeru  $S/W$ . Doplniť túto problematiku o zmienené prvky je cieľom tejto kapitoly a to formou výsledných polynómov, na základe ktorých bude jednoduché určiť stav napätosti v telese s koncentrátorom pre ďalšiu lomovo-mechanickú analýzu. Hlavnou výhodou parametrického popisu je možnosť dopočítat' stav napätosti pre rôzne (neokrúhle) hodnoty uvažovaných geometrických parametrov (pomer  $S/W$ ,  $a/W$ ), čo je prínosné pri testovaní telies z cementových kompozitov, ktorých výroba je na rozdiel od kovových telies menej presná.

Pri podobných skúškach je účelné zaviesť geometrický parameter  $\alpha$  [-] – relatívna dĺžka trhliny, je daná ako pomer efektívnej dĺžky trhliny  $a$  [mm] a odpovedajúceho charakteristického rozmeru telesa  $W$  [mm] (v našom prípade výška) podľa (6):

$$\alpha = \frac{a}{W}. \quad (6)$$

Skúšobné telesá sa pripravujú vo formách z ktorých sa po dosiahnutí dostatočnej pevnosti vyberú a opatria iniciačným zárezom. Zárez sa prevádza diamantovou pílou, takto pripravené teleso je znázornené na Obr. 13.



Obr. 13 Skúšobné teleso s iniciačným zárezom pre skúšku trojbodovým ohybom

Ako je z obrázku zřejmé, vrub na telese vytvorený pilou má určitú šírku (šírka kotúča na pile). Vplyvom šírky vrubu na výsledky skúšky sa zaoberajú napr. [30], [31] alebo [32], kde je vrchol vrubu modelovaný ako obdĺžnikový zárez s dvoma vrcholmi a nie je tak vopred jasné, z ktorého z vrcholov sa pri aplikácii zaťaženia trhlina začne šíriť. Sledovali sa rôzne závislosti, ako závislosť zaťaženia potrebného pre vznik trhliny na šírke vrubu a pod. Pre účely tejto práce budeme uvažovať dokonale tenkú trhlinu, ktorá často odpovedá skutočnému pôsobeniu v porušenom ohýbanom prvku konštrukcie.

Ako bolo spomenuté vyššie, Guinea a kol. [11] publikoval výrazy pre 3PB teleso s okrajovými podmienkami prostého ohybu s vysokou presnosťou aj pre veľmi krátke, či veľmi dlhé trhliny. Bakker [12] vo svojom príspevku zasa postuloval výraz pre súčiniteľ intenzity napätia pre teleso s okrajovými podmienkami klasického trojbodového ohybu, s pomerom  $S/W=4$ . V prípade prostého ohybu uvažoval so vzdialenosťou podpor  $S=5W$ , čo je hodnota dostatočná na to, aby bolo riešenie nezávislé na pomere  $S/W$ . V príručke [7] sú uvedené hodnoty prvých štyroch členov Williamsovho rozvoja pre teleso namáhané trojbodovým ohybom a to pre  $S/W=4$  a 8.  $T$ -napätím (riešenie v 3D) sa zaoberá Nakamura v [13] a predkladá výsledky konečno-prvkovej analýzy pre trojbodový ohyb a pomer  $S/W=4$  s rozsahom parametru  $\alpha=0,2\div 0,8$ . V tejto práci budú zmienené zdroje využité pre kalibráciu modelu a následne rozšírené a doplnené o nezahrnuté konfigurácie. Predovšetkým o hodnoty druhého člena Williamsovho rozvoja pre ohýbané teleso s okrajovými podmienkami klasického trojbodového ohybu. Z praktického hľadiska bude postačujúce, keď sa podarí s dostatočne vysokou presnosťou polynomičným výrazom prekryť len určitý interval hodnôt relatívnej dĺžky trhliny (pre prax relevantné hodnoty, napr.  $\alpha=0,4\div 0,7$ ).

## 5.2 Teoretické pozadie

Výhoda preformulovania úlohy a modelovania telesa pre trojbodový ohyb s okrajovými podmienkami prostého ohybu je nasledovná. Podľa Euler-Beurnoulliho teórie prutu [18] je rozloženie napätia od ohybu pri skúške trojbodovým ohybom (bodová sila v polovici rozpätia) uprostred prvu po jeho výške lineárne – Obr. 14. Pri analýze výsledkov získaných metódou konečných prvkov je ale tento priebeh mierne odlišný. To je spôsobené zaťažovacou silou pôsobiacou na teoreticky nekonečne malú plochu (bodová sila). V tesnej blízkosti pôsobiska sily vzniká singularita a priebeh napätia od momentu je narušený. Hodnoty napätia sa asymptoticky blížia nekonečnu - Obr. 14. Pri zaťažení telesa konštantným ohybovým momentom sa uprostred nosníku vďaka odstráneniu singularity toto skreslenie neobjaví. Cieľ

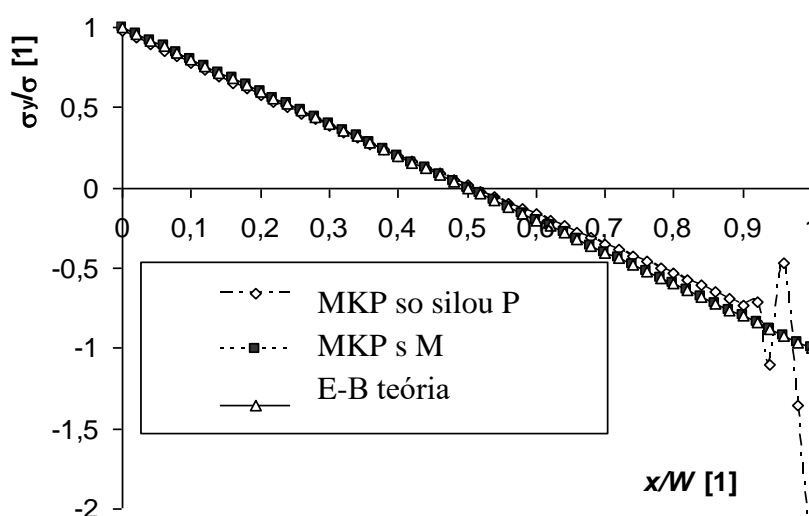
práce je predložiť výsledky získané oboma spôsobmi. Pre stanovenie ohybového napätia v nosníku je vo veľa prípadoch teória lineárneho rozloženia v priereze podľa nasledujúcich vzťahov pre prostý ohyb (7) a trojbodový ohyb (8) postačujúca (vrátane prípadov spôsobujúcich konštantné alebo lineárne rozloženie ohybového momentu)

$$\sigma = \frac{6M}{BW^2}, \quad (7)$$

$$\sigma = \frac{3}{2} \frac{PS}{BW^2}, \quad (8)$$

kde  $\sigma$  [kPa] je napätie od ohybu,  $M$  [kNm] je pôsobiaci ohybový moment,  $P$  [kN] je zaťažovacia sila,  $B$  [mm] je hrúbka telesa,  $S$  [mm] je vzdialenosť podpor a  $W$  [mm] je odpovedajúci rozmer telesa. Gradient napätia ja povrchu telesa je potom daný vzťahom:

$$\left. \frac{d\sigma_y}{dx} \right|_{x=0, y=0} = -\frac{2}{W} \sigma. \quad (9)$$



Obr. 14 Rozloženie ohybového napätia uprostred rozpätia telesa pre trojbodový ohyb bez trhliny ( $a=0$ ) normovaného napätím od prostého ohybu podľa E-B teórie prutu

Singularita v rozložení napätia pri zaťažení bodovou silou (podľa Obr. 14) má za následok jednak extrémne napätie v krajných vláknoch ako aj extrémnu hodnotu gradientu na protiľahlom, voľnom povrchu ( $x=0$ ). Hodnoty na obrázku sú pre neporušené teleso pre skúšku trojbodového ohybu s pomerom  $S/W=4$  [12]. V oblasti pôsobiska sily hrá zmena poľa napätia

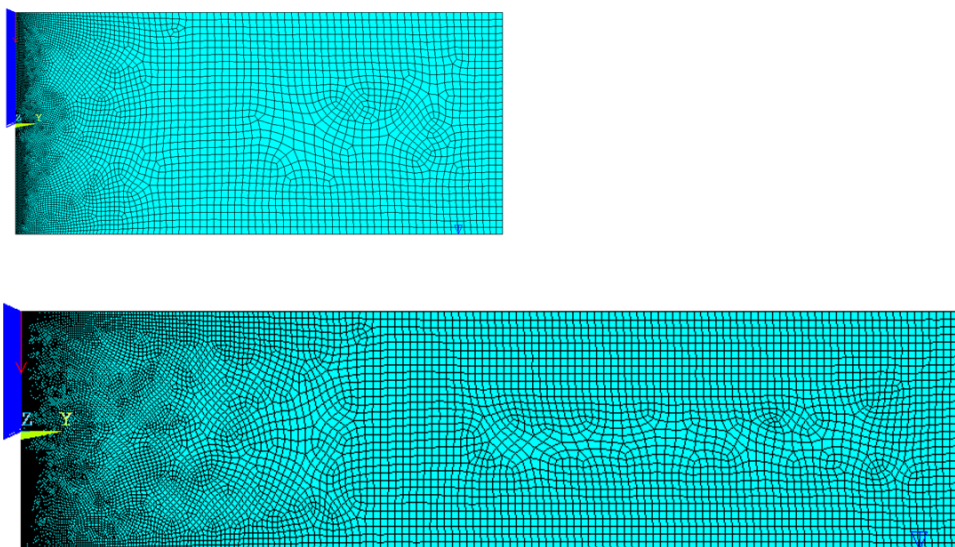
významnú rolu. Jeden singulárny člen (súčiniteľ intenzity napätia -  $K$ ) nie je pre popis (singulárneho) napät'ového poľa v tomto mieste postačujúci. Hodnoty jednotlivých parametrov ( $B_1$  a  $B_2$ ) budú z výstupov numerickej simulácie stanovené podľa nasledujúcich vzťahov uvedených v [7] pre skúšobné teleso pre trojbodový ohyb:

$$B_1 = \frac{K_I}{\sigma\sqrt{\pi a}}, \quad (10)$$

$$B_2 = \frac{T\sqrt{\pi a}}{K_I}. \quad (11)$$

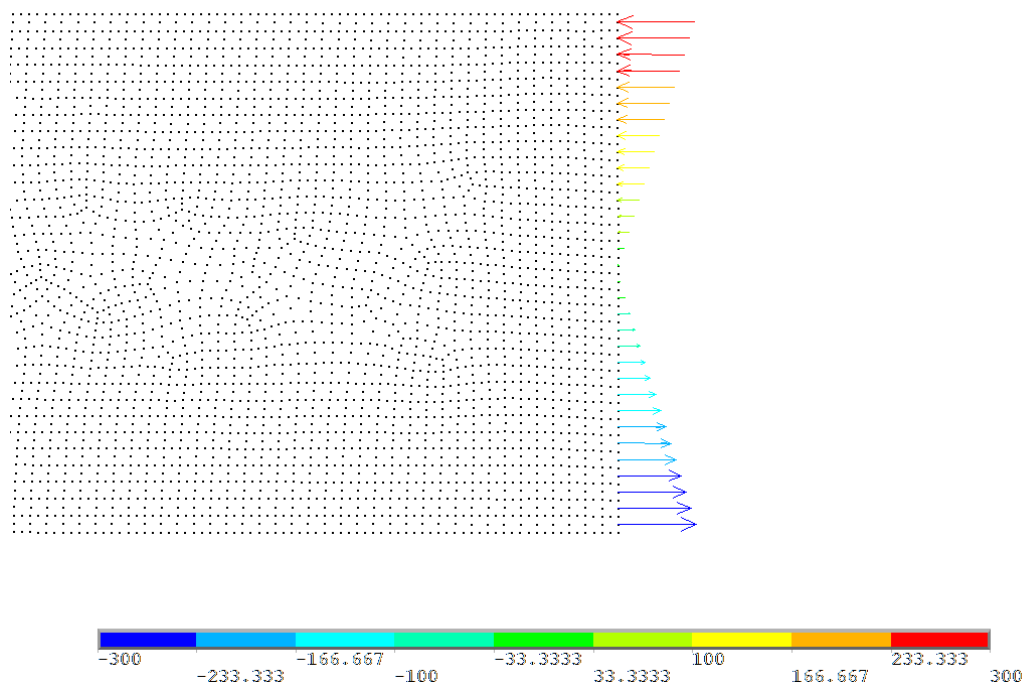
### 5.3 Numerická simulácia

Numerická simulácia bola prevedená v prostredí ANSYS (kap. 4.2) využívajúcom metódu konečných prvkov [16]. Pri modelovaní telies bola využitá možnosť zjednodušiť model na jednu polovicu, čo je umožnené symetrickou geometriou telesa a okrajovými podmienkami. Príklady modelov pokrytých sieťou konečných prvkov a uvažované okrajové podmienky pre prípad trojbodového ohybu so zaťažovacou silou uprostred sú uvedené na Obr. 15. Z orientácie ôs plynie, že telesá boli modelované na výšku a teda normálové napätie pôsobí v smere osi  $y$  a constraint v smere osi  $x$ .



Obr. 15 Príklady modelov pokrytých sieťou konečných prvkov pre stanovenie súčiniteľa intenzity napätia a  $T$ -napätia, prevzaté z [3]

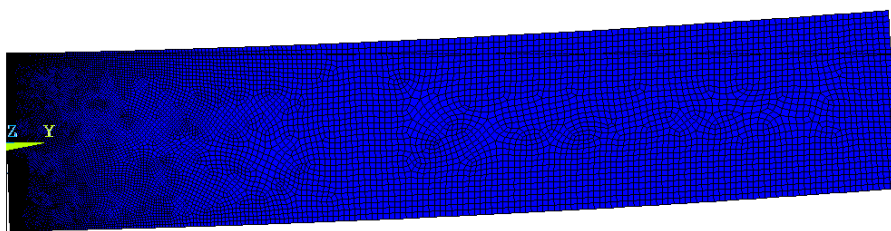
Za variabilné geometrické parametre modelu považujeme veľkosť telesa – pomer vzdialenosti podpor a charakteristického rozmeru telesa  $S/W$  a relatívnu dĺžku trhliny  $\alpha$  – pomer skutočnej dĺžky trhliny  $a$  a rozmeru telesa  $W$ . Numerické simulácie boli prevedené pre hodnoty parametru  $\alpha=0,1; 0,2; 0,3; 0,4; 0,5; 0,6; 0,7; 0,8; 0,9$  a  $0,95$  a parametru  $S/W=10$  pre prípad prostého ohybu a  $S/W=2, 3, 4, 8, 20$  a  $100$  pre trojbodový ohyb. Hodnota  $100$  predstavuje teoreticky „nekonečnú“ vzdialenosť podpor. Telesá na Obr. 15 majú rel. dĺžku trhliny  $\alpha=0,5$  a  $S/W=4$  a  $8$ . Práve telesá týchto veľkostí boli v prípade trojbodového ohybu využité na ladenie modelu, pretože odpovedajúce tvarové funkcie uvádza literatúra [7], [8], [9], [12], [14], [15]. V prípade modelov s okrajovými podmienkami prostého ohybu boli za referenčné hodnoty pre kalibráciu použité hodnoty odpovedajúce veľkosti telies  $S/W=10$ , ktoré uvádza [12]. V oboch prípadoch bola dosiahnutá veľmi dobrá presnosť, hodnoty sú zhrnuté v tabuľkách v kapitole 7.1. Zaťaženie prostým ohybom bolo modelované ako zaťaženie „napätím od momentu“ s lineárnym priebehom po výške a maximálnou hodnotou odpovedajúcou hodnote napätia v krajných vláknach podľa Obr. 16.



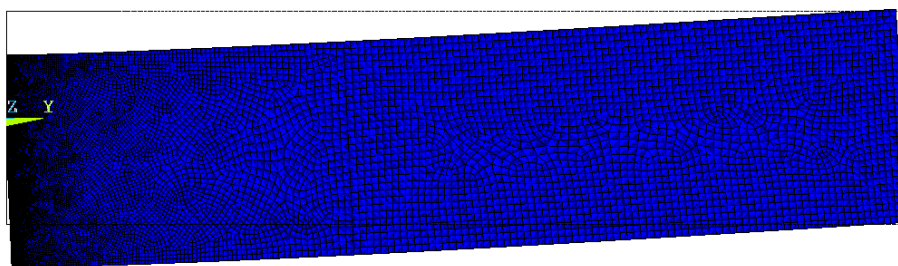
Obr. 16 Detail modelovaného zaťaženia pre prípad telesa zaťaženého prostým ohybom,  
prevzaté z prostredia ANSYS

Trhlina v telese bola modelovaná ako nekonečne tenká. V koreni takto konfigurovaného vrubu potom získame jeden singulárny koncentrátor napätia, zatiaľ čo v koreni obdĺžnikovej trhliny by vznikli koncentrátoři dva. Sieť konečných prvkov v okolí koreňa trhliny bola

zahustená pre čo možno maximálne spresnenie získaných výsledkov. Veľkosť elementov v blízkosti koreňa trhliny (vzdialenosť uzlov siete) sa pohybuje v rozmedzí 0,15-0,2 mm. Úloha bola modelovaná zjednodušene ako 2D rovinná úloha typu rovinná deformácia, čiže je zabránené posunu v kolmom smere ( $z$ ). Vplyvom zjemnenia siete a voľby typu rovinatej úlohy pri modelovaní podobne koncipovaných lomovo-mechanických skúšok sa zaoberá napr. [35]. Dĺžka presahu telesa za podporou bola modelovaná ako 10 mm, no ako bolo spomenuté v kap. 5.1, jedná sa o nepodstatný parameter, ktorý nemá zásadný význam.



*Obr. 17 Deformovaný model, prostý ohyb s konfiguráciou  $S/W=10$ ,  $a/W=0,5$*

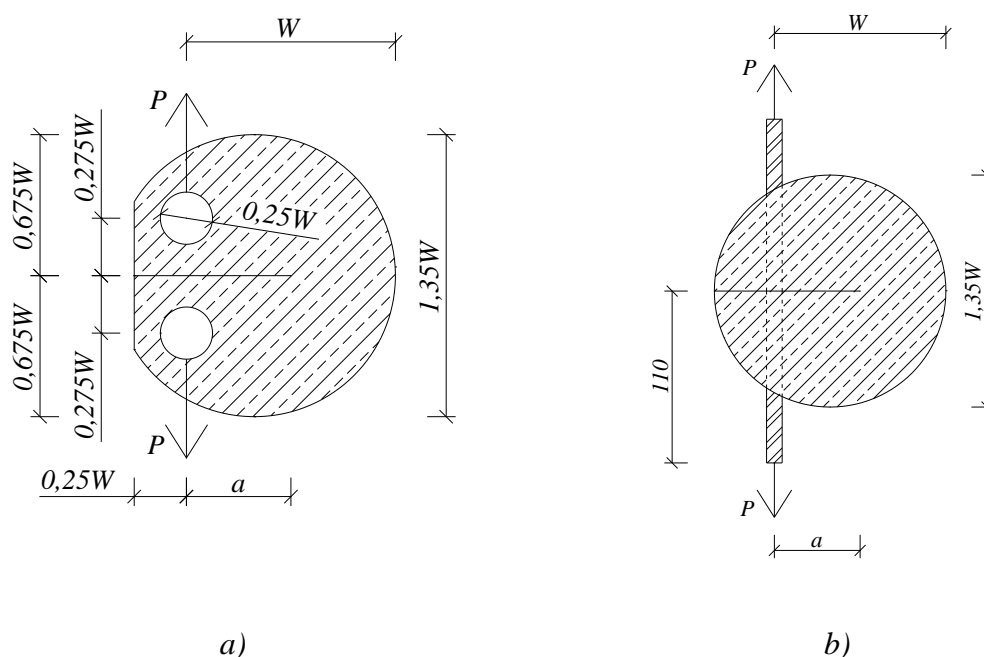


*Obr. 18 Deformovaný model, trojbodový ohyb s konfiguráciou  $S/W=8$ ,  $a/W=0,5$*

## 6 MODIFIKOVANÁ CT SKÚŠKA, VPLYV VEĽKOSTI TELESA NA LOMOVO-MECHANICKÉ PARAMETRE

### 6.1 Modifikovaná CT skúška

Modifikovaná CT skúška vznikla ako varianta klasickej CT skúšky (z angličtiny „compact tension test“, tiež skúška excentrickým ťahom), ktorá je využívaná najmä pre lomovo-mechanické skúšky na kovových materiáloch. Pri modifikovanej skúške má teleso kruhový prierez, čo umožňuje využitie skúšky na testovanie materiálov na bázi kvazikrehkých kompozitov (typu betón a pod.). Rozdiel medzi štandardnou a modifikovanou variantou skúšky je vidieť na Obr. 17. Modifikovaná CT skúška sa vďaka výhodnému tvaru skúšobného telesa javí ako najvhodnejšia lomovo-mechanická skúška. Skúška trojbodovým (príp. štvorbodovým) ohybom ma výrazne vyššie nároky na spotrebu materiálu, zatiaľ čo pri skúške klinovým štiepením dochádza pri cyklickom zaťažovaní k problému v oblasti úchytov.



Obr. 17 Modifikácia skúšky excentrickým ťahom: a – štandardná skúška (kovy),  
b – modifikovaná skúška

Existuje aj iná varianta MCT skúšky a to s hranatým skúšobným telesom (kváder) zaťažovaným prostredníctvom ocelových doštičiek prilepených na povrch telesa. Vplyvom zaťaženia pre takýto prípad sa zaoberá napr. [21], prípadne súdržnosťou [22]. Modifikovaná skúška vo variante ktorou sa zaoberá táto práca (kruhové teleso), je na poli únavového



testovania kompozitných materiálov pomerne krátku dobu a pred jej širším uplatnením v praxi je potreba túto konfiguráciu podrobiť detailnému výskumu. Z už publikovaných prác sa modifikovanou CT skúškou aplikovanou na kvazikrehké materiály zaoberá napr. [2], [5], [25], [26], [27].

Skúšobné telesá pre MCT sa pripravujú narezaním z valcového telesa, obvykle o hrúbke po 6 cm. Valcová vzorka môže byť odliata z formy, no hlavný prínos tohto tvaru spočíva v možnosti prípravy skúšobných telies z odvrtu z hotovej (užívanej) konštrukcie. Telesá sa následne opatria iniciačným zárezom, ktorý sa prevádza diamantovou pílou, hrúbka kotúču je obvykle 3÷5 mm. Vlepením zaťažovacích tyčí do vopred vyvrtaných otvorov s dostatočnou presnosťou sa dosiahne požadovaná konfigurácia. Na tento účel je vhodné epoxidové lepidlo s nutnou dostatočnou únosnosťou. Iný spôsob osadenia tyčí v prípade laboratórnej prípravy telies je ich zasadenie do formy pri betonáži telesa. Samotný priebeh MCT skúšky a skúšobnej zostavy je znázornený na Obr. 23, kde je skúšobná vzorka prostredníctvom oceľových tyčí uchytená do čelustí servo-hydraulického skúšobného zariadenia. Počas priebehu skúšky sa monitoruje deformácia vzorku v závislosti na zaťažovacej sile, výstupom je potom L-D závislosť (z angl. „load-displacement“). K tomu sa v prevedených experimentoch využilo optické zariadenie ARAMIS [20], ktoré na optickom princípe monitoruje zmeny vopred nanesej siete (raster) na povrchu skúšobného telesa. Detail telesa s prerastajúcou trhlinou je na Obr. 20.



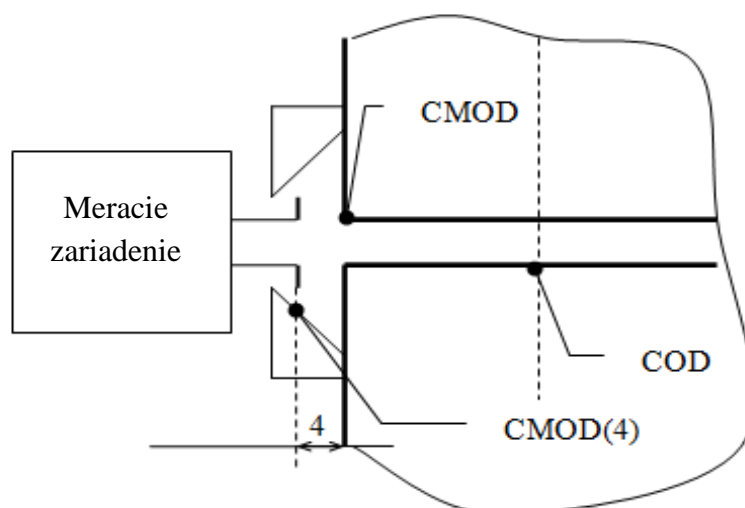
*Obr. 20 Skúšobné teleso počas experimentu s prerastajúcou trhlinou*



Zo zaťažovacieho diagramu sme potom schopní odčítať maximálnu dosiahnutú silu  $P_{MAX}$ , pri ktorej došlo k nestabilnému šíreniu trhliny a lomu telesa. Z tejto sily, geometrických parametrov telesa a tvarového faktoru  $B$  je potom jednoduché stanoviť maximálnu hodnotu súčiniteľa intenzity napätia  $K_{IMAX}$ . Na túto hodnotu je potom možné zabudovaný (napr. stavebný) prvok posúdiť.

## 6.2 Teoretické pozadie

Ako už bolo spomenuté, cieľom tejto kapitoly je stanovenie kalibračných polynómov pre súčiniteľ intenzity napätia  $K_I$ , rozovretie trhliny COD (z angl. „crack opening displacement“), rozovretie na ústí trhliny CMOD (z angl. „crack mouth opening displacement“) a rozovretie vo vzdialenosti 4 mm pred ústím trhliny CMOD(4) znázornených na Obr. 21 ako funkciu geometrického parametru (relatívnej dĺžky trhliny  $\alpha$ ) pre rôzne veľkosti telesa. Veľkosť telesa je charakterizovaná hodnotou priemeru  $D$  skúšobného telesa (priemer odvrtného vzorku), ktorý sa bude meniť v intervale od 50 mm do 300 mm s krokom 50 mm. Relatívna dĺžka trhliny  $\alpha$  sa stanoví z rovnakého vzťahu ako pri skúške trojbodovým ohybom, parameter  $a$  [mm] predstavuje dĺžku zárezu a parameter  $W$  [mm] v tomto prípade odpovedá vzdialenosti od pôsobiska sily k protiľahlej strane telesa tak, ako to je znázornené na Obr. 22. Poloha sledovaných bodov pre stanovenie jednotlivých parametrov je znázornená na Obr. 21.



Obr. 21 Poloha sledovaných bodov na čele trhliny pre stanovenie jednotlivých lomovo-mechanických parametrov, prevzaté z [2]

Popis poľa napätia za koreňom trhliny pre 2D, izotropné, lineárne-pružné prostredie udávajú rovnice (1) uvedené v kapitole 4.1.2. Hodnota súčiniteľa intenzity napätia pre MCT skúšku je daná rovnicou z [7]:

$$K_I = \frac{P}{B\sqrt{W}} B_1(\alpha), \quad (12)$$

pričom  $B_1(\alpha)$  [-] je bezrozmerný kalibračný faktor alebo tiež faktor biaxiality, charakterizujúci súčiniteľ intenzity napätia podľa [23],  $\alpha$  [-] je relatívna dĺžka trhliny,  $B$  [mm] je hrúbka telesa,  $W$  [mm] je charakteristický rozmer telesa a  $P$  [N] je zaťažovacia sila. Vzťah vychádza zo vzťahu pre  $B_1$  faktor pre modifikované CT teleso:

$$B_1 = \frac{K_I}{K_0}, \quad (13)$$

čo je súčiniteľ intenzity napätia  $K_I$  [MPa·m<sup>1/2</sup>] normovaný hodnotou  $K_0$  [MPa·m<sup>1/2</sup>]:

$$K_0 = \frac{P}{B\sqrt{W}} \quad (14)$$

Zo vzťahu (13) sa získajú jednotlivé hodnoty faktoru biaxiality  $B_1$ , pričom hodnota súčiniteľa intenzity napätia  $K_I$  bola pri každej simulácii získaná príkazom v prostredí ANSYSu.

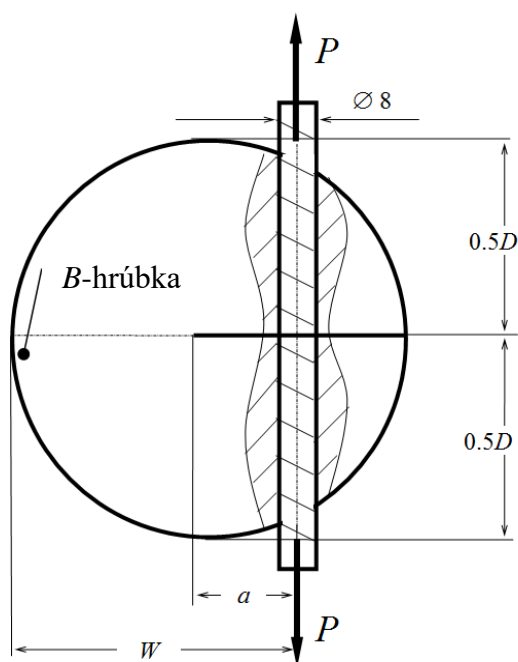
Pre hodnoty bodových posunov (parametre COD, CMOD a CMOD(4)) platí nasledujúca rovnica:

$$u_y = u_{y0} f(a/W), \quad (15)$$

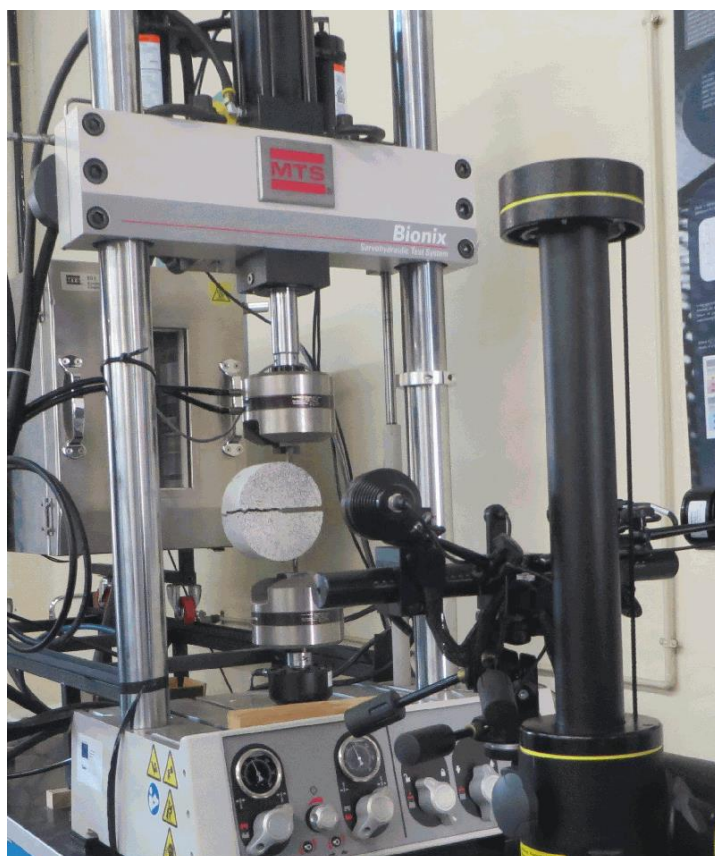
kde  $f(a/W)$  je bezrozmerná „funkcia posunu“ pre sledovaný bod v okolí trhliny (resp. COD, CMOD, CMOD(4)). Stanovenie priebehu jej funkčných hodnôt pre všetky uvažované veľkosti skúšobného telesa je jedným z cieľov tejto kapitoly. Hodnoty  $u_y$  jednotlivých parametrov boli priamo odčítané na deformovanom telese pri každej simulácii. Člen  $u_{y0}$  [-] je bezrozmerný normalizačný člen posunu daný vzťahom:

$$u_{y0} = \frac{B_1(\alpha) K_0 (1 + \nu) \sqrt{a}}{2EB\sqrt{2\pi}}, \quad (16)$$

kde  $\nu$  [-] je Poissonov súčiniteľ a  $E$  [MPa] Youngov modul pružnosti. Ostatné členy majú význam rovnaký, ako v predchádzajúcom texte. Uvažované materiálové charakteristiky uvádza Tab. 1. Hodnoty plynú z odporúčania v [18].



Obr. 22 Schéma MCT telesa s vyznačením jednotlivých parametrov, prevzaté z [2]



Obr. 23 Skúšobná zostava počas experimentu MCT skúšky

### 6.3 Numerická simulácia

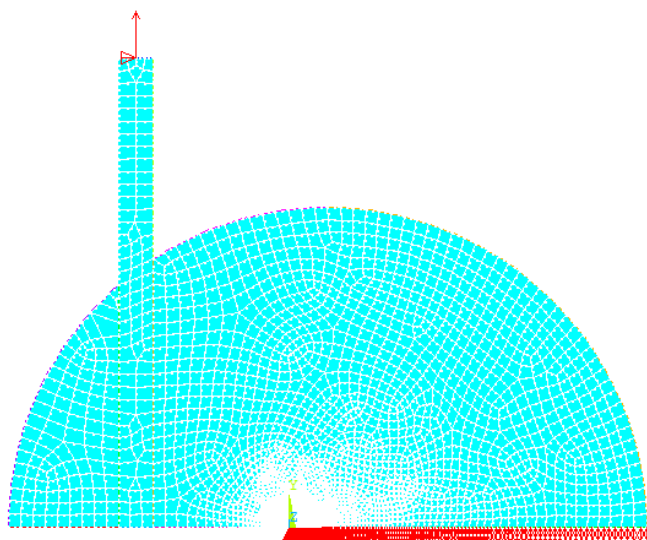
Telesá boli modelované v softwarovom prostredí ANSYS [16]. Kalibrácia numerického modelu bola pre štandardnú skúšku excentrickým ťahom riešená v jednej z predchádzajúcich prác autora [5], kde bola preukázaná veľmi dobrá zhoda získaných hodnôt sledovaných parametrov (odchýlka menej ako 1%) s hodnotami uvádzanými v literatúre [7]. V práci bol tiež preskúmaný vplyv rozšírenia štandardnej skúšky na jej modifikovanú variantu.

V tomto prípade bola rovnako ako v prípade trojbodového ohybu modelovaná vždy polovica telesa. Toto zjednodušenie nám umožňuje symetrické okrajové podmienky a tiež symetrické skúšobné teleso. V mieste „rozdelenia“ telesa je účinok jeho chýbajúcej polovice modelovaný ako líniová podpora, neposuvná v zvislom smere. Okrajové podmienky sú okrem pôsobiacej sily na konci tyče doplnené o nulový vodorovný posun na konci tyče v mieste uchytenia tak, aby model čo najlepšie vystihoval podmienky pri reálnom experimente. Model s okrajovými podmienkami je na Obr. 25.

Vplyvom spôsobu uchytenia tyče do skúšobného zariadenia na hodnoty lomových parametrov sa zaoberá [25]. Experiment porovnáva dva spôsoby uchytenia telesa a to priame uchytenie tyčí do čelústí zariadenia a uchytenie prostredníctvom kruhových otvorov, v ktorých je umožnené voľné pootočené koncov tyče. Porovnávané konfigurácie sú znázornené na Obr. 24. Z článku vyplýva, že pri uchytení bez možnosti pootočené koncov tyče majú ohybové momenty nezanedbateľný vplyv na získané hodnoty lomových charakteristík. V tejto práci sa uvažuje s uchytením umožňujúcim pootočené, čo vyplýva aj z Obr. 25.

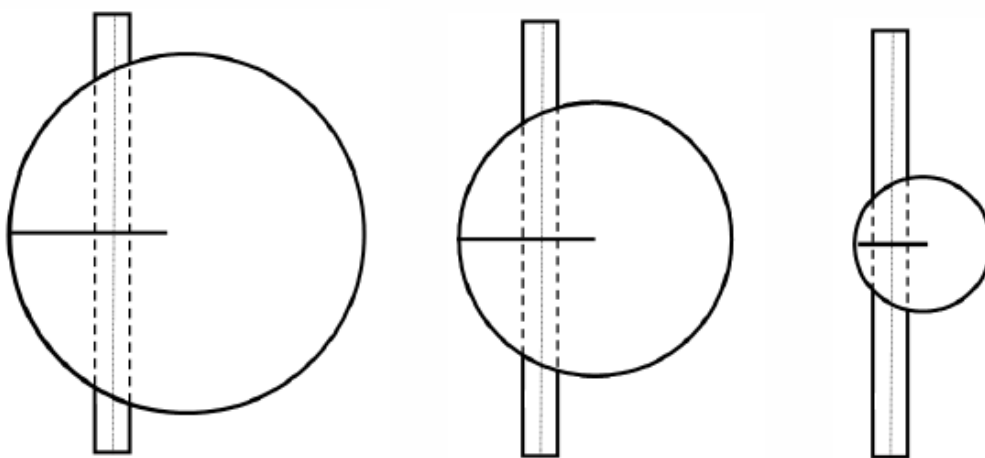


*Obr. 24 Možné spôsoby uchytenia skúšobného telesa vyhodnotené v [25], vľavo uchytenie priamo pros. tyčí, vpravo uchytenie s možným pootočením*



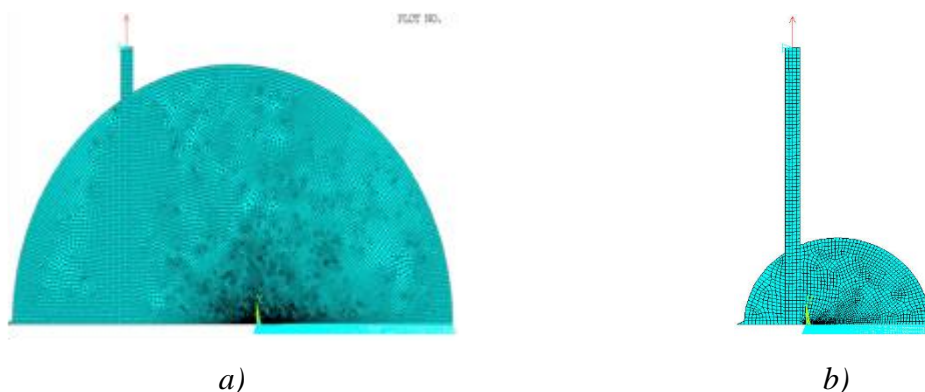
Obr. 25 Okrajové podmienky MCT telesa v ANSYS

Náčrty modelovaných telies rôznych veľkostí sú znázornené na Obr. 26 a odpovedajúce numerické modely pokryté konečnoprvkovou sieťou na Obr. 27. Modelovaná hrúbka tyče je 8 mm, čo odpovedá jej priemeru. Je teda uvažovaná ako dokonale tuhá, no autor zvažuje spresnenie simulácie v tomto smere, napr. uvažovaním objemového pomeru tyče a bet. časti vzorky. Pri simulácii boli uvažované podmienky rovinnej úlohy – rovinná deformácia, čo umožňuje zohľadniť hrúbku telesa pri zjednodušení modelu do 2D. Čo sa týka materiálového rozhrania ocel'-betón (tyč-teleso), uvažuje sa dokonalá súdržnosť.



Obr. 26 Náčrty rôznych veľkostí skúšobného telesa pri zachovaní profilu tyče, prevzaté z

[1]



Obr. 27 Numerický model MCT telesa v prostredí ANSYS pre a)  $D = 300$ ,  $\alpha = 0,4$ ,  
b)  $D = 100$ ,  $\alpha = 0,1$ . Prevzaté z [1].

Výpočet hodnoty súčiniteľa intenzity napätia  $K_I$  bol prevedený dvoma spôsobmi a to diferenčnou metódou [24] a pomocou príkazu KCALC z ponuky programového prostredia ANSYS [16]. Detailnejší popis oboch variant je možné nájsť v kapitole 4. Správnosť výsledkov získaných príkazom KCALC bola ešte ďalej prekontrolovaná podľa výsledkov uvádzaných v [5], [8] a [9], napr. podľa nasledujúceho vzťahu

$$K = \frac{P}{B\sqrt{W}} \frac{(2 + \alpha)}{(1 - \alpha)^{3/2}} (0,886 + 4,64\alpha - 13,32\alpha^2 + 14,72\alpha^3 - 5,6\alpha^4) \quad (17)$$

význam jednotlivých parametrov je rovnaký ako v predošlom texte.

Materiálové charakteristiky modelu sú vypísané v Tab. 1. Hodnoty plynú z odporúčania v [18]. Uvažovaná zaťažovacia sila bola  $P = 100$  N. Vďaka ideálnemu lineárne-elastickému modelu a normovaniu výslednej hodnoty na bezrozmerný faktor biaxiality  $B$ , nie je potrebné uvažovať konkrétnu hodnotu zaťažovacej sily.

Tab. 1 Materiálové charakteristiky pre MCT teleso

	Oceľ	Betón
$E$ [GPa]	210	44
$\nu$ [-]	0,3	0,2

## 7 VÝSLEDKY, ICH APLIKÁCIA A DISKUSIA

### 7.1 Lomovo-mechanické parametre ohýbaného telesa

#### 7.1.1 Výsledky numerických simulácií pre ohýbané telesá

Cieľom tejto kapitoly bolo predložiť kalibračné polynómy pre ohýbané teleso. Vytvorený bol model telesa pre skúšku trojbodovým ohybom, ktorý bol zaťažovaný dvojitém spôsobom a to klasicky – bodovou silou  $P$  pôsobiacou uprostred rozpätia podpor  $S/2$  a formou tzv. prostého ohybu. Tento spôsob zaťaženia telesa pri dosiahnutí rovnakého momentového účinku nevyvodí singularitu v mieste pôsobenia zaťažovacej sily. Požadovaným výstupom boli spomenuté kalibračné funkcie závislé na geometrickom parametri telesa – pomere  $\alpha=a/W$  a to pre prvý a druhý parameter Williamsovho rozvoja charakteristické pre dvojparametrovú lomovú mechaniku. Prvý parameter, súčiniteľ intenzity napätia, charakterizovaný bezrozmerným tvarovým faktorom  $B_1$  [-] a druhý, tzv.  $T$ -napätie (alebo constraint, slovensky stiesnenie) charakterizovaný faktorom  $B_2$  [-]. Výsledné hodnoty sú predmetom nasledujúcich odstavcov.

#### PROSTÝ OHYB

Simulácie boli prevedené pre veľkosť telesa  $S/W=10$ , pretože toto teleso bolo možné kalibrovať s hodnotami z literatúry podľa odporúčenia Bakkeru v [12], ktorý uvažuje polovicu telesa ako  $S/2=5W$ . Platnosť získaných hodnôt  $B_1$  mohla byť ešte následne overená porovnaním s hodnotami, kt. uvádzajú ďalšie zdroje [7], [8], [9], [11], [15]. Práve vďaka dostatočnému množstvu literatúry, v ktorej je tento prípad prebratý, je považovaný za kalibračný. Výsledné hodnoty  $B_1$  odpovedajúce jednotlivým zdrojom a samotnej simulácii sú zhrnuté v Tab. 2.

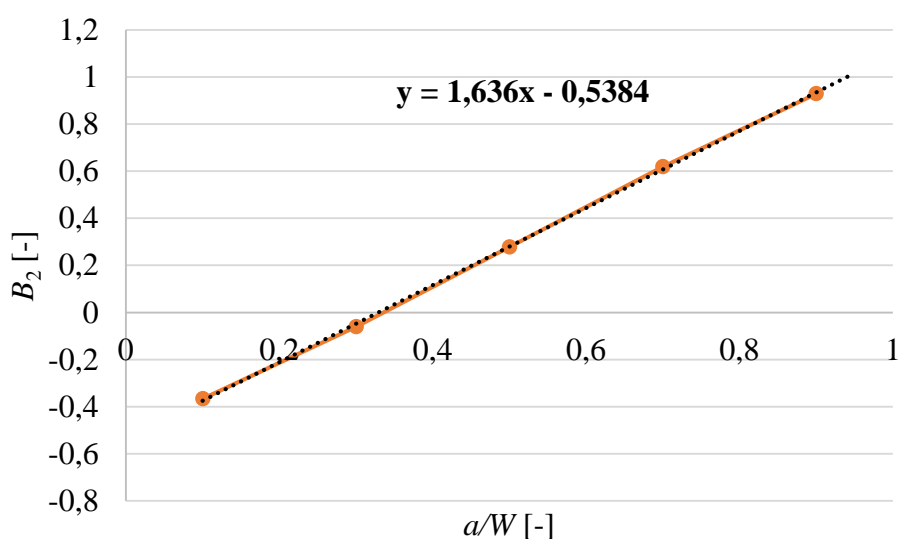
Tab. 2 Prehľad hodnôt faktoru  $B_1(\alpha)$  pre  $S/W=10$  pre prostý ohyb

$a/W$	Tada [9]	Guinea [11]	Bakker [12]	Predkladaná práca
0,1	1,041	1,027	1,047	1,048
0,3	1,098	1,092	1,124	1,125
0,5	1,475	1,463	1,498	1,499
0,7	2,716	2,693	2,723	2,728
0,9	12,469	12,422	12,456	12,473
0,95	34,328	34,247	34,300	34,357

Hodnoty faktoru  $B_1$  získané numerickou simuláciou odpovedajú s dostatočnou presnosťou hodnotám získaným vzťahmi z literatúry a model preto považujeme za funkčný. Výsledný polynóm v tomto prípade nie je nutné uvádzať, pretože je pre dostatočný rozsah parametru  $\alpha$  dohľadateľný v literatúre. V prípade faktoru  $B_2$  je situácia o čosi komplikovanejšia, pretože v dostupnej literatúre sa s hodnotami druhého parametra, ktoré by bolo možné použiť pre porovnanie získaných výstupov, vo väčšom rozsahu zatiaľ nestretneme. Nakamura [13] vo svojej práci postuloval hodnoty  $T$ -napätia pre teleso zaťažené trojbodovým ohybom pre 2D a 3D riešenie s intervalom  $\alpha=0,1\div 0,7$ . Vďaka vysokej presnosti hodnôt  $B_1$  je ale model považovaný za funkčný a získané hodnoty faktoru  $B_2$  za platné. Pre porovnanie sú v Tab. 3 uvedené aj hodnoty z [13] a hodnoty pre rozšírený interval  $\alpha$  ďalej na Obr. 28 je zobrazená výsledná závislosť pre  $B_2$ .

Tab. 3 Prehľad hodnôt faktoru  $B_2(\alpha)$  pre  $S/W=10$  pre prostý ohyb

$a/W$	Nakamura 2D [13]	Nakamura 3D [13]	Predkladaná práca
0,1	-0,363	-0,343	-0,367
0,3	-0,073	-0,020	-0,061
0,5	0,271	0,325	0,278
0,7	0,611	0,699	0,619
0,9			0,929



Obr. 28 Závislosť parametru  $B_2(\alpha)$  pre prostý ohyb s výsledným polynómom



## TROJBODOVÝ OHYB

Vzhľadom na hodnoty dostupné v literatúre, bola funkčnosť modelu overená pre veľkosti telesa  $S/W=4$  a 8. Po zistení, že model vykazuje dostatočnú presnosť, mohli byť tieto hodnoty rozšírené o 2, 3, 20 a o hraničnú hodnotu 100, ktorá reprezentuje teleso s teoreticky nekonečnou vzdialenosťou podpor vzhľadom k jeho výške. Výsledky súčiniteľa intenzity napätia ( $B_1(\alpha)$ ) získané z literatúry a prevedenou numerickou simuláciou pre pomer  $S/W=4$  sú zhrnuté v Tab. 4. Hodnoty prvého parametra sú dobre dostupné v literatúre ([7], [9], [12], [15]). Obdržané výsledky uvádza posledný stĺpec tabuľky a vykazujú veľmi dobrú zhodu s literatúrou.

Tab. 4 *Prehľad hodnôt faktoru  $B_1(\alpha)$  pre  $S/W=4$  pre trojbodový ohyb*

$a/W$	Tada [9]	Knesl, Bednář [7]	Bakker [12]	Srawley [15]	Predkladaná práca
0,1	1,007	0,977	0,980	1,007	0,981
0,3	1,045	1,039	1,040	1,045	1,041
0,5	1,416	1,405	1,406	1,416	1,408
0,7	2,630	2,624	2,625	2,630	2,629
0,9	12,221	12,291	12,323	12,221	12,327
0,95	33,923		34,125	33,923	34,155

V prípade druhého parametru,  $T$ -napätia ( $B_2(\alpha)$ ) boli príslušné hodnoty pre porovnanie doložené z dvoch zdrojov a to z príručky [7] pre interval  $\alpha=0,1\div 0,9$  a z článku [14], ale len pre skrátený interval  $\alpha=0,3\div 0,7$ . Hodnoty sa výraznejšie líšia až pre  $\alpha\geq 0,9$  (veľmi dlhá trhlina), kde má už na napätosť výrazný vplyv blízkosť pôsobiska bodovej sily  $P$  na povrchu telesa, viď Obr. 14. V týchto prípadoch sú výsledky získané simuláciou veľmi citlivé na zahustenie siete konečných prvkov. Nie je jasné, ako autor v použitej literatúre k tomuto aspektu pristúpil. Prevzaté a získané hodnoty pre túto konfiguráciu sú zhrnuté v Tab. 5.

Výsledné hodnoty parametrov  $B_1(\alpha)$  a  $B_2(\alpha)$  pre pomer  $S/W=8$  sú uvedené v tabuľkách Tab. 6 a Tab. 7. Táto veľkosť telesa bola zvolená opäť z dôvodu, že hodnoty sledovaných parametrov pre túto veľkosť bolo možné v niektorých zdrojoch dohľadať ([7], [9]).

Tab. 5 Prehľad hodnôt faktoru  $B_2(\alpha)$  pre  $S/W=4$  pre trojbodový ohyb

$a/W$	Knesl, Bednář [7]	Lu, Meshii [14]	Predkladaná práca
0,1	-0,370		-0,353
0,3	-0,131	-0,125	-0,102
0,5	0,118	0,133	0,153
0,7	0,430	0,440	0,462
0,9	1,113		0,865
0,95			-0,254

Tab. 6 Prehľad hodnôt faktoru  $B_1(\alpha)$  pre  $S/W=8$  pre trojbodový ohyb

$a/W$	Tada [9]	Knésł, Bednář [7]	Predkladaná práca
0,1	1,016	1,001	1,006
0,3	1,084	1,081	1,072
0,5	1,456	1,450	1,432
0,7	2,573	2,673	2,594
0,9	5,427	12,328	9,888
0,95	6,580		17,091

Tab. 7 Prehľad hodnôt faktoru  $B_2(\alpha)$  pre  $S/W=8$  pre trojbodový ohyb

$a/W$	Knésł, Bednář [7]	Predkladaná práca
0,1	-0,416	-0,358
0,3	-0,106	-0,076
0,5	0,191	0,223
0,7	0,517	0,547
0,9	1,103	0,897
0,95		-0,256

V prípade poslednej konfigurácie (trojbodový ohyb,  $B_2(\alpha)$ ,  $S/W=8$ ) sú referenčné hodnoty už len z jedného zdroja (príručka pre stanovenie parametrov podľa dvojparametrovej lomovej mechaniky [7]). Opäť je možné sledovať trend zväčšovania odchýlky od referenčných hodnôt pre  $\alpha \geq 0,9$ , spôsobený bodovým pôsobením zaťažovacej sily. Závislosť hodnôt oboch sledovaných parametrov ( $B_1$  a  $B_2$ ) na relatívnej dĺžke zárezu pre všetky modelované veľkosti telesa ( $S/W=2, 3, 4, 8, 20, 100$ ) sú vynesené v grafoch na Obr. 29 pre  $B_1(\alpha)$  a Obr. 30 pre  $B_2(\alpha)$ .

Pre normalizovaný súčiniteľ intenzity napätia –  $B_1$  sú hodnoty  $S/W \leq 8$  podobné. V prípade druhého členu  $T$ -napätie –  $B_2$  hodnoty prechádzajú z negatívnej do pozitívnej hodnoty pri  $\alpha=0,4$ . Na počiatku intervalu pre relatívnu dĺžku zárezu  $\alpha=0,1 \div 0,3$  je vplyv geometrie pre  $S/W=8$  najvýraznejší, kedy má tento pomer najmenšiu hodnotu  $B_2$ . V okolí rel. dĺžky trhliny  $\alpha=0,3$  sa krivky pretínajú a ich trend sa následne mení a pomer  $S/W=3$  má ďalej najmenšiu hodnotu  $T$ -napätia. Ďalej sú uvedené navrhované kalibračné polynómy odvodené pre interval relatívnej dĺžky trhliny  $0,1 \leq \alpha \leq 0,9$ . Tie boli odvodené v prostredí excel, ktoré umožňuje na základe metódy najmenších štvorcov preložiť funkčnú závislosť polynomickou krivkou. Interval zahŕňa pre praktické využitie relevantné hodnoty a dĺžku trhliny  $\alpha > 0,9$  vyvodzujúcu extrémnu hodnotu constraintu za jej koreňom neuvažuje.

## VÝSLEDNÉ POLYNÓMY

### $S/W=2$

$$B_1 = 3,555 - 57,905\alpha + 460,880\alpha^2 - 1761,097\alpha^3 + 3490,108\alpha^4 - 3437,524\alpha^5 + 1338,298\alpha^6$$

$$B_2 = -0,5322 + 2,3532\alpha - 5,3968\alpha^2 + 6,7333\alpha^3 - 2,0443\alpha^4$$

### $S/W=3$

$$B_1 = 3,581 - 57,860\alpha + 461,459\alpha^2 - 1763,939\alpha^3 + 3495,998\alpha^4 - 3443,439\alpha^5 + 1340,673\alpha^6$$

$$B_2 = -0,5254 + 2,0611\alpha - 3,7692\alpha^2 + 5,2799\alpha^3 - 1,9601\alpha^4$$

### $S/W=4$

$$B_1 = 3,600 - 57,847\alpha + 461,779\alpha^2 - 1765,597\alpha^3 + 3499,556\alpha^4 - 3447,060\alpha^5 + 1342,125\alpha^6$$

$$B_2 = -0,5282 + 1,9987\alpha - 3,1557\alpha^2 + 4,7141\alpha^3 - 1,9553\alpha^4$$

### $S/W=8$

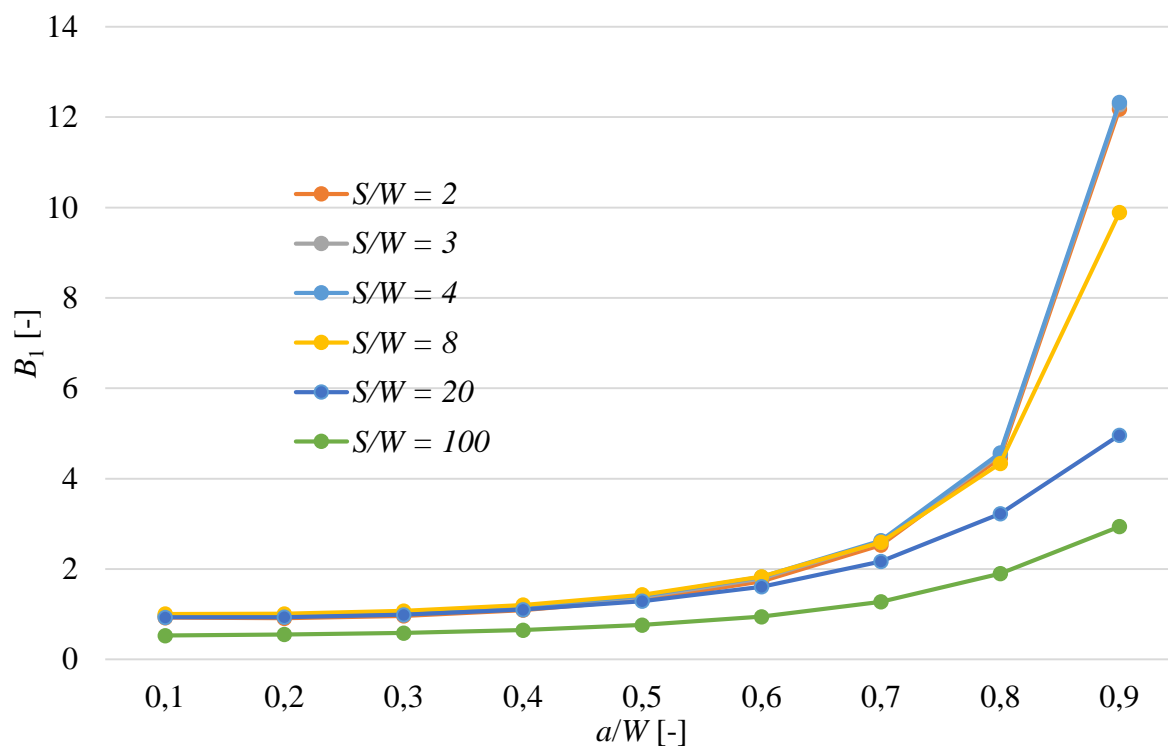
$$B_1 = 2,377 - 30,204\alpha + 240,489\alpha^2 - 919,568\alpha^3 + 1836,395\alpha^4 - 1827,218\alpha^5 + 723,235\alpha^6$$

$$B_2 = -0,5322 + 1,9211\alpha - 2,3555\alpha^2 + 4,0654\alpha^3 - 2,0597\alpha^4$$

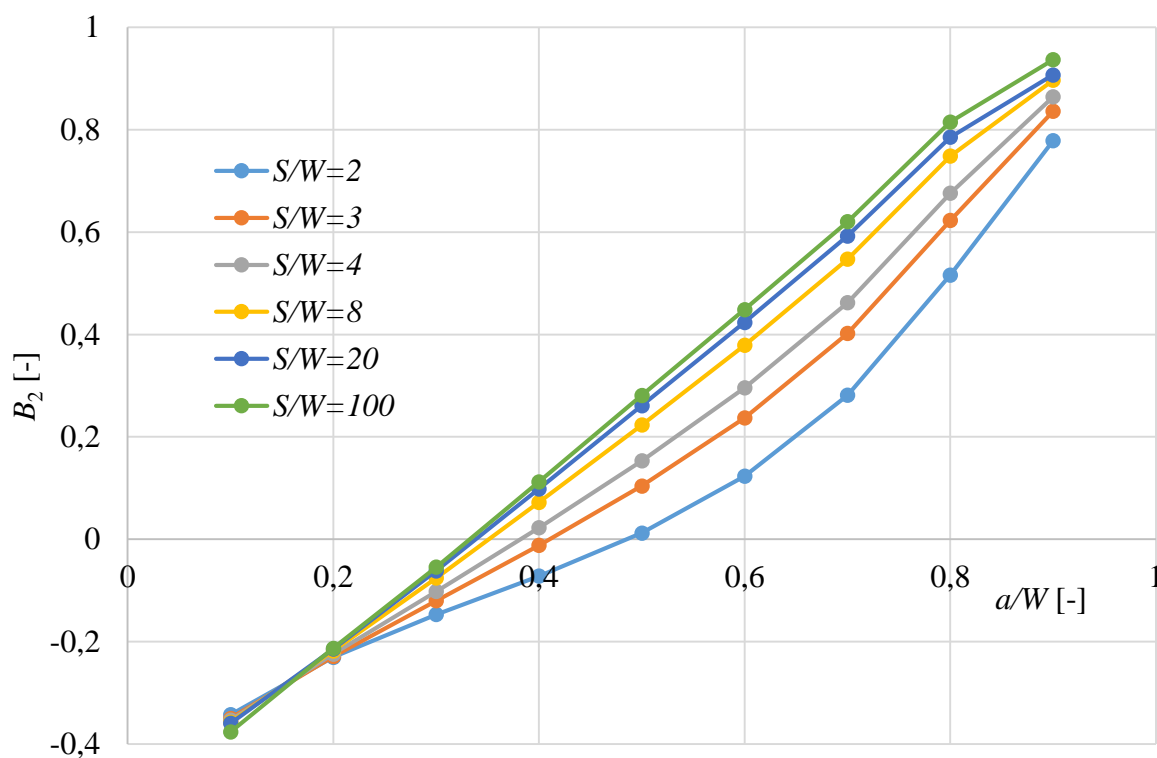
### $S/W=20$

$$B_1 = -0,795 + 3,302\alpha - 29,267\alpha^2 + 118,264\alpha^3 - 222,710\alpha^4 + 201,926\alpha^5 - 64,787\alpha^6$$

$$B_2 = -0,5354 + 1,898\alpha - 2,0233\alpha^2 + 3,912\alpha^3 - 2,2463\alpha^4$$



Obr. 29 Krivky pre súčiniteľ intenzity napätia odpovedajúce rôznym dĺžkam trhliny pre  $S/W=2, 3, 4, 8, 20, 100$

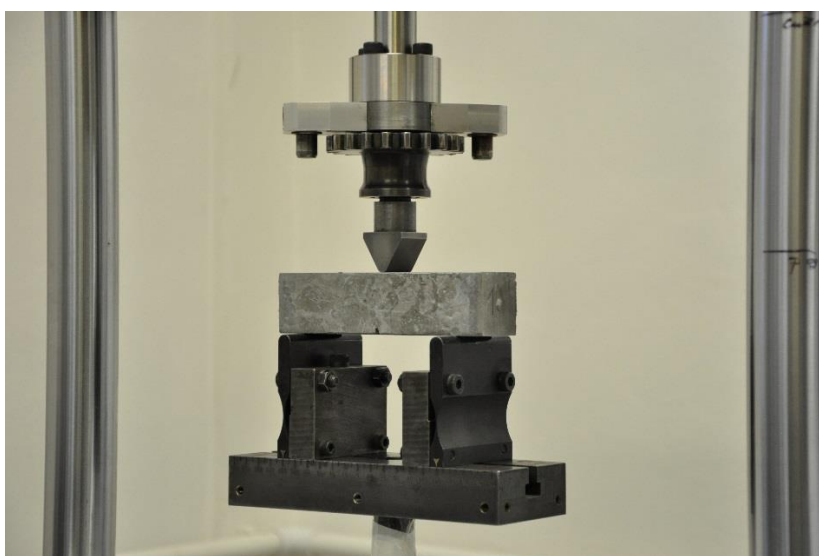


Obr. 30 Krivky pre T-napätie odpovedajúce rôznym dĺžkam trhliny pre  $S/W=2, 3, 4, 8, 20,$

### 7.1.2 Využitie výstupov práce pri laboratórnom experimente na ohýbaných telesách

V rámci spoločného projektu brnenského pracoviska a poľskej Technickej univerzity v Koszalin boli prevedené experimenty na telesách zaťažovaných trojbodovým ohybom. Jednalo sa o analýzu vplyvu nahradenia časti kameniva v betóne drveným keramickým odpadom (vznikajúcim pri demolácii, príp. rekonštrukciách či novostavbách). Výskum má za úlohu zistiť výhodnosť tohto technologického kroku – nahradenie istého množstva kameniva pomerne ľahko dostupným odpadným keramickým materiálom. Výsledný materiál je typu cementový kompozit. Vo formách boli pripravené skúšobné telesá (trámce) s rozmerom zaužívaným na FAST VUT v Brne a to  $40 \times 40 \times 160 \text{ mm}^3$ . Pri zaťažovaní je vzdialenosť podpor  $S=120$  čiže dostávame pomer,  $S/W=120/40=3$ . Pripravených bolo celkovo 6 sérií skúšobných telies ktoré sa líšili množstvom nahradeného kameniva (percentuálne zhrnuté v Tab. 8). Každá séria obsahovala 24 skúšobných telies z ktorých je potom možné výsledky štatisticky analyzovať. Skúšobné teleso je znázornené na Obr. 13. Použitý bol cement CEM I 42,5 R.

Iniciačný zárez na telesách (predstavuje vadu typu trhlinka) vybratých z foriem sa vytvoril diamantovou pílou (najbežnejší spôsob prípravy). Pri takejto príprave zárezu je vždy očakávaná istá nepresnosť. Hodnota trhlinky  $a$  musela byť preto stanovená pre každé teleso zvlášť a to ako priemer z odmeraných hodnôt na troch miestach zárezu (Obr. 32). Z takto získanej hodnoty je stanovená podľa vzťahu (6) relatívna dĺžka trhlinky a tým sú vstupné hodnoty pre výpočet pripravené.



Obr. 31 Teleso pripravené v skúšobnom zariadení



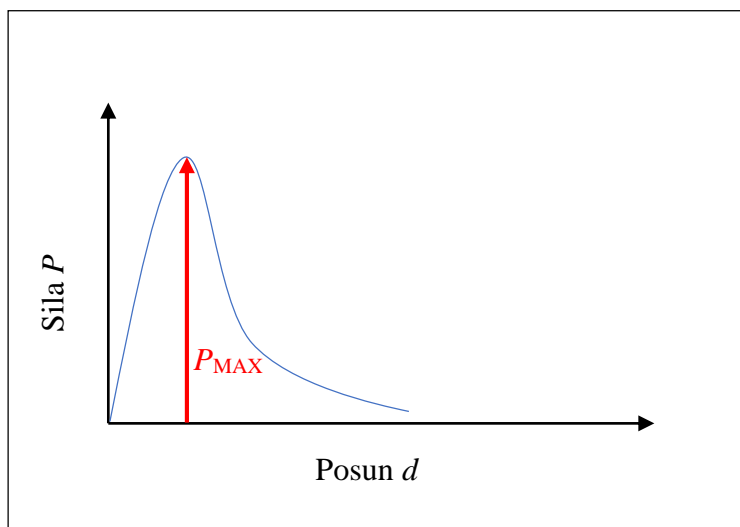
a)



b)

Obr. 32 Zisťovanie geometrických vlastností (a) a hmotnosti (b)

Takto pripravené teleso je potom podrobené statickej zaťažovacej skúške, pričom výstupom je zaťažovací diagram (závislosť sily  $P$  a deformácie, schematicky na Obr. 33), z ktorého je pre účely lomovo-mechanickej analýzy odčítaná hodnota maximálnej zaťažovacej sily  $P_{MAX}$ , pri ktorej dôjde k porušeniu telesa. Detail telesa v skúšobnom zariadení je na Obr. 31 a celá skúšobná zostava na Obr. 35. Pomocou geometrických parametrov vzorku, hodnoty výslednej sily z experimentu a polynómu, ktorý je výstupom tejto práce, je možné stanoviť maximálnu hodnotu súčiniteľa intenzity napätia  $K_{I,MAX}$ .

Obr. 33 Schematická závislosť posunu  $d$  na zaťažovacej sile  $P$

**VÝPOČET HODNOTY  $K_{I,MAX}$** 

Nasledujúce riadky sú venované príkladu výpočtu hodnoty  $K_{I,MAX}$  s použitím K-kriviek predkladaných touto prácou. Výsledná hodnota sa pre každú sériu určí ako priemer hodnôt stanovených na jednotlivých vzorkách z tejto série. V príklade je naznačený výpočet pre telesá zo série 3. Telesá v tejto sérii majú podiel kameniva nahradeného keramickým odpadom 18,7% (viď Tab. 8). Výška telies je  $W=40$  mm, vzdialenosť podpor je  $S=120$  mm a z toho pomer  $S/W=3$ . Využije sa teda nasledovný polynóm

$$B_1 = 3,581 - 57,860\alpha + 461,459\alpha^2 - 1763,939\alpha^3 + 3495,998\alpha^4 - 3443,439\alpha^5 + 1340,673\alpha^6$$

Stanovenie dĺžky trhliny telies  $a$  [mm] a relatívnej dĺžky trhliny  $\alpha$  [-] podľa (6), viď Obr. 32

Teleso	$a_1$ [mm]	$a_2$ [mm]	$a_3$ [mm]	$a$ [mm]	$W$ [mm]	$\alpha$ [-]
1	4,11	4,12	4,06	4,10	40	0,102
2	4,04	4,18	4,08	4,10	40	0,103
3	4,02	4,21	4,26	4,16	40	0,104

Hodnoty maximálnej sily  $P_{MAX}$  [N] z experimentu a odp. hodnoty napätia  $\sigma_{MAX}$  [MPa] (3)

Teleso	$P_{MAX}$ [N]	$\sigma_{MAX}$ [MPa]
1	1810	5,1
2	1990	5,6
3	1770	5,0

Stanovenie hodnôt faktoru  $B_1$  [-] pre rel. dĺžky trhliny skúšobných telies  $\alpha$  [-]

Teleso	$\alpha$ [-]	$B_1$ [-]
1	0,102	0,91373
2	0,103	0,91325
3	0,104	0,90448

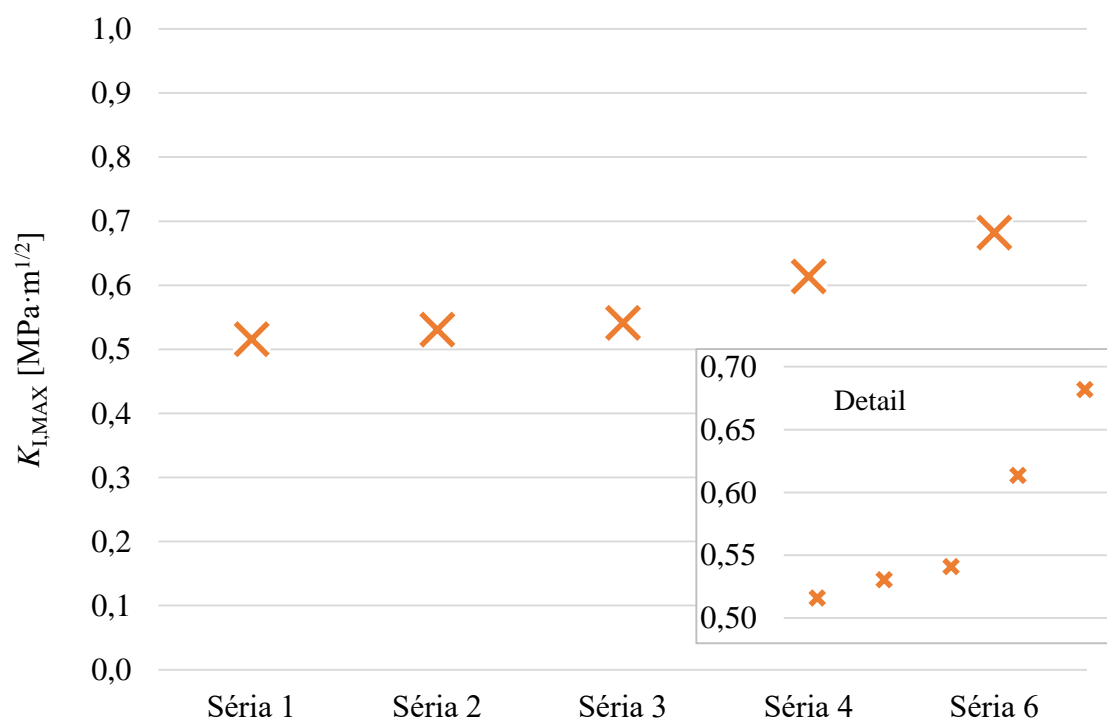
Stanovenie hodnoty  $K_{I,MAX}$  [MPa·m<sup>1/2</sup>] s využitím polynómu pre  $B_1$  podľa (5)

Teleso	$\sigma_{MAX}$ [MPa]	$a$ [m]	$B_1$ [-]	$K_{I,MAX}$ [MPa·m <sup>1/2</sup> ]
1	5,1	0,0041	0,91373	0,528
2	5,6	0,0041	0,91325	0,580
3	5,0	0,0042	0,90448	0,515
				<b>0,541</b>

Určená bola priemerná maximálna hodnota súčiniteľa intenzity napätia  $K_{I,MAX} = 0,541 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$  pre materiál v sérii 3. Rovnakým spôsobom bola táto hodnota stanovená pre všetky série a výsledné hodnoty sú zhrnuté v Tab. 8. Výsledky sú vynesené graficky na Obr. 34. Znáznomená je závislosť zmeny kritickej hodnoty súčiniteľa intenzity napätia  $K_{I,MAX}$  na množstve kameniva nahradeného keramickým odpadom.

Tab. 8 Prehľad sérií s množstvom nahradeného kameniva a výslednými hodnotami  $K_{I,MAX}$

	Séria 1	Séria 2	Séria 3	Séria 4	Séria 6
Množstvo nahradeného kameniva [%]	0	8,3	18,7	32,2	75
Výsledná hodnota $K_{I,MAX} [\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}]$	0,516	0,530	0,541	0,613	0,682

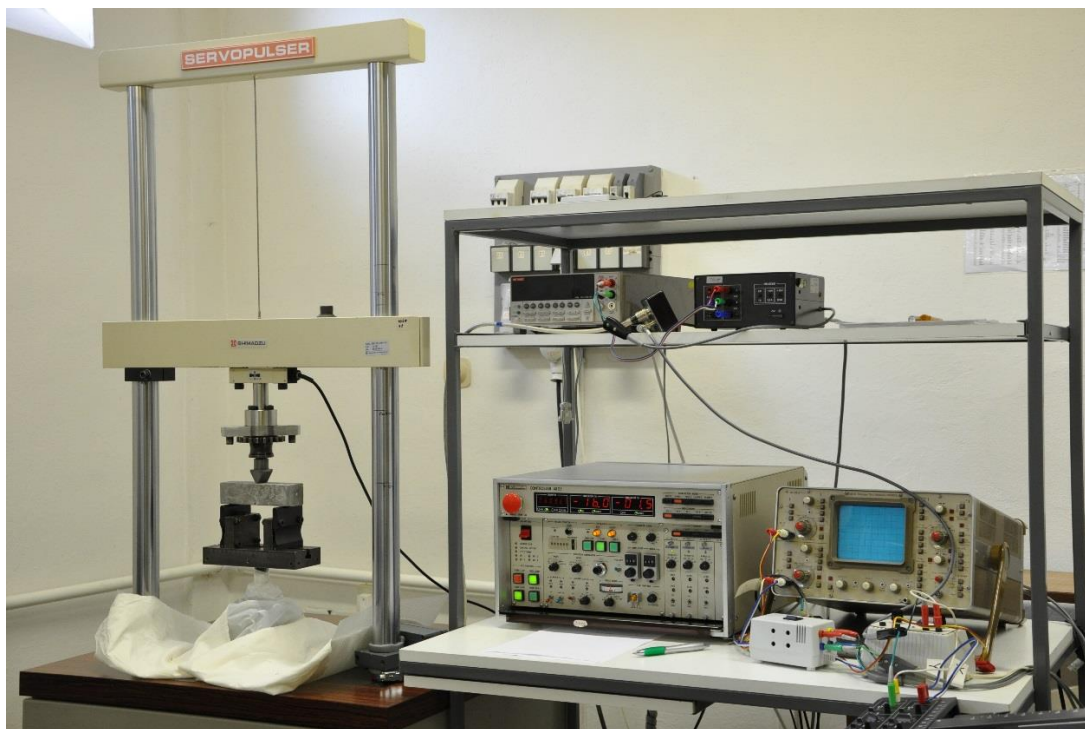


Obr. 34 Graf závislosti zmeny hodnoty  $K_{I,MAX}$  na zmene množstva nahradeného kameniva

Ako zo zistených hodnôt vyplýva, nahradenie kameniva (v tomto prípade piesku) drveným keramickým odpadom prispieva k zlepšeniu únosnosti (vrátane lomovo-mechanických vlastností) cementového kompozitu. Do približne 25% nahradeného kameniva



sledujeme mierne zlepšenie hodnoty  $K_{I,MAX}$ , ale pri nahradení zhruba 30% to už je 20%-ný nárast pevnosti a pri nahradení 3/4 plniva sa dostávame až na zlepšenie o 40% oproti hodnote nameranej na telese bez nahradeného materiálu.



Obr. 35 Skúšobná zostava so zaznamenávacím zariadením pre skúšku trojbodovým ohybom



Obr. 36 Detail skúšobného telesa s vyznačenou vzdialenosťou podpor  $S$

## 7.2 Vplyv veľkosti telesa pre modifikovanú CT skúšku

### 7.2.1 Výsledky numerických simulácií

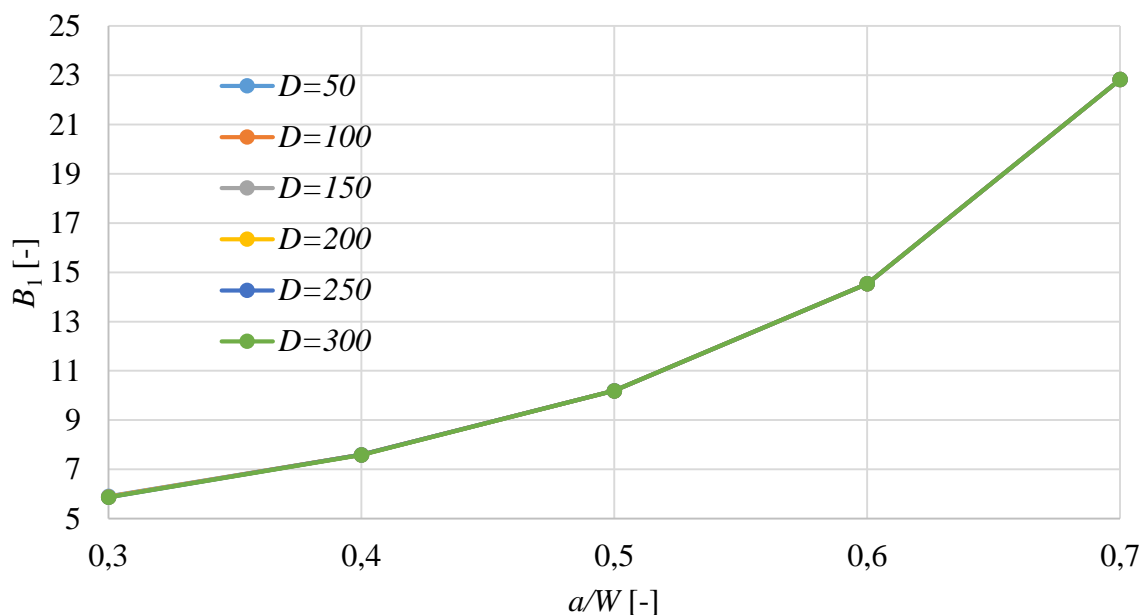
Celkovo boli prevedené numerické simulácie telies šiestich veľkostí - s priemerom vzorku od 50 mm (najmenšie teleso) do 300 mm (najväčšie teleso), po 50 mm. Numericky dopyčítané hodnoty pre **súčiniteľ intenzity napätia** (reprezentovaný faktorom biaxiality  $B_1$  ( $\alpha$ )) pre všetky konfigurácie MCT telesa sú zhrnuté v Tab. 8 a vynesené v grafe na Obr. 36.

Tab. 9 Hodnoty kalibračnej funkcie  $B_1$  [-] pre všetky konfigurácie MCT telesa

$\alpha$ [-], $D$ [mm]	50	100	150	200	250	300
0,1		4,020	3,885	3,828	3,793	3,766
0,2		4,697	4,675	4,662	4,653	4,645
0,3	5,909	5,885	5,879	5,874	5,872	5,869
0,4	7,600	7,593	7,591	7,589	7,588	7,587
0,5	10,195	10,193	10,192	10,191	10,191	10,191
0,6	14,537	14,536	14,536	14,537	14,536	14,536
0,7	22,834	22,834	22,835	22,835	22,835	22,835
0,8	42,792	42,800	42,800	42,800	42,801	42,801
0,85	66,518	66,553	66,555	66,556	66,557	66,556
0,9	123,298	123,471	123,434	123,481	123,487	123,488

V prípade dlhších trhlín (relatívna dĺžka trhliny  $\alpha > 0,3$ ) vykazujú získané hodnoty súčiniteľa intenzity napätia pre rôzne veľkosti telesa odpovedajúce rovnakej relatívnej dĺžke trhliny zhodu. V prípade trhlín kratších ako 30% a dlhších ako 90% charakteristického rozmeru  $W$  sa už výraznejšie prejavil vplyv okrajových podmienok. Hodnoty  $B_1$  odpovedajúce  $\alpha$  v intervale (0,3; 0,7) sa podarilo preložiť polynomicou krivkou s výbornou presnosťou prevyšujúcou 99,95%. Sú vynesené v grafe na Obr. 37. Bolo k tomu využité prostredie MS Excel, ktoré pracuje s metódou najmenších štvorcov [28]. Bol formulovaný nasledujúci polynóm piateho stupňa

$$B_1 = -68,404 + 804,41\alpha - 3489,7\alpha^2 + 7547,5\alpha^3 - 8034,5\alpha^4 + 3441,5\alpha^5 \quad (18)$$



Obr. 37 Výsledná závislosť koeficientu  $B_1$  na dĺžke trhliny pre priemery MCT telesa  $D = 50, 100, 150, 200, 250$  a  $300$  mm

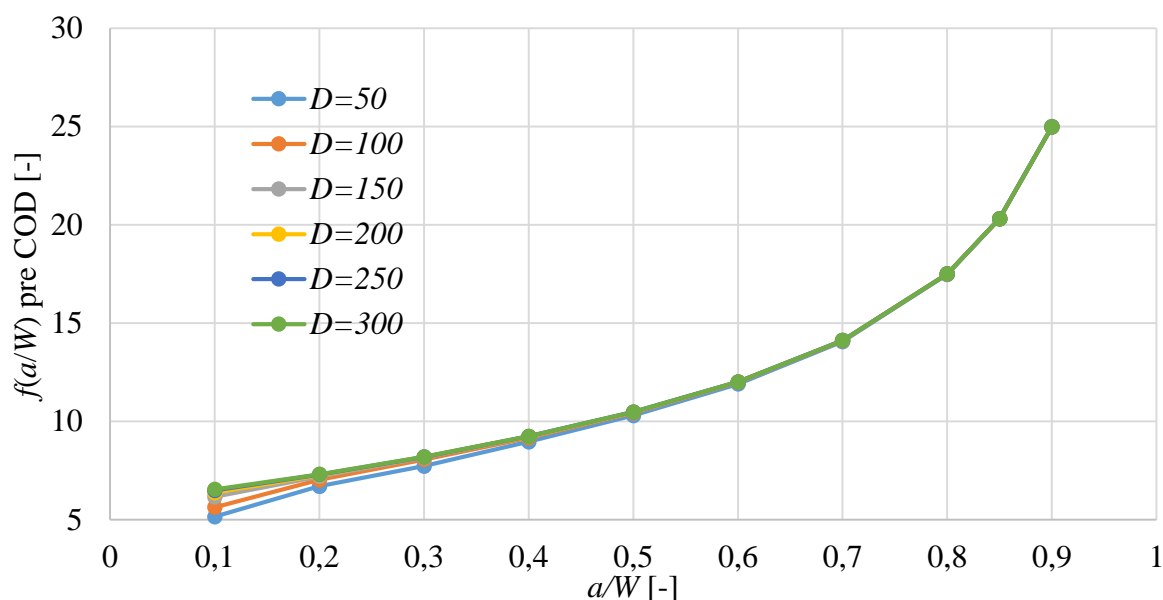
V prípade posuvov v sledovaných bodoch COD, CMOD a CMOD(4) bolo tiež cieľom stanovenie výsledných polynómov vyhovujúcej presnosti. Tieto parametre budú charakterizované podobne, ako tomu bolo pri súčiniteli intenzity napätia a to formou bezrozmernej „funkcie poddajnosti“  $f(\alpha)$  závislej na relatívnej dĺžke trhliny. Polynómy piateho stupňa vykazovali opäť dostatočne vysokú presnosť. Pre prehľadnosť sú koeficienty  $C_0$  až  $C_5$  pri jednotlivých členoch polynómov pre každý z parametrov zoskupené do tabuľky (Tab. 11, Tab. 13, Tab. 15). Výsledky sú prezentované na nasledujúcich stránkach. Obecný tvar polynómu má tvar

$$f(\alpha) = C_0 + C_1(\alpha) + C_2(\alpha) + C_3(\alpha) + C_4(\alpha) + C_5(\alpha) \quad (19)$$

pričom  $\alpha = a/W$ .

**COD***Tab. 10 Výsledné hodnoty funkcie  $f(a/W)$  pre parameter COD*

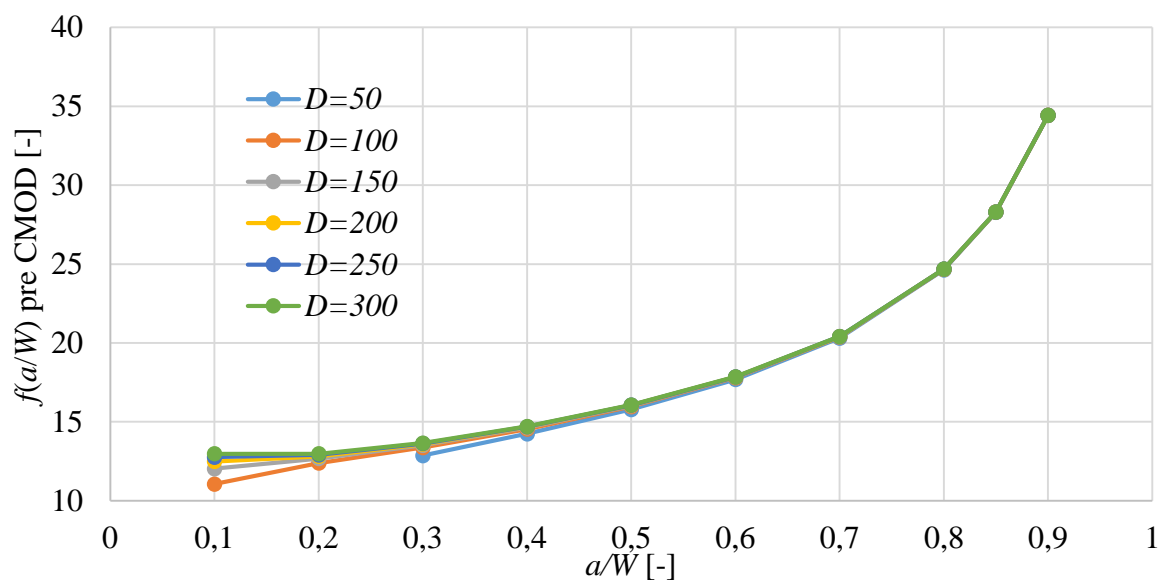
$a/W$	50	100	150	200	250	300
0,1	5,15	5,63	6,16	6,37	6,48	6,54
0,2	6,70	7,03	7,19	7,26	7,29	7,31
0,3	7,72	8,05	8,14	8,18	8,19	8,19
0,4	8,96	9,16	9,21	9,23	9,24	9,24
0,5	10,30	10,42	10,46	10,47	10,47	10,47
0,6	11,90	11,98	12,00	12,01	12,01	12,01
0,7	14,05	14,10	14,11	14,11	14,12	14,11
0,8	17,48	17,50	17,50	17,50	17,50	17,50
0,85	20,30	20,31	20,31	20,31	20,31	20,31
0,9	24,99	24,98	24,99	24,98	24,98	24,98

*Obr. 38 Priebehy  $f(a/W)$  pre parameter COD odpovedajúce jednotlivým priemerom vzorku**Tab. 11 Koeficienty jednotlivých členov polynómu (10) bezrozmernej funkcie  $f(a/W)$  pre COD*

$D$ [mm]	$C_0$	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$
50	0,7968	68,639	-326,66	841,37	-1001,5	458,38
100	1,5903	63,639	-303,96	786,85	-941,73	434,4
150	3,0268	50,496	-254,7	696,99	-862,94	407,83
200	3,6088	45,039	-233,6	656,98	-826,25	394,84
250	3,9016	42,334	-223,54	638,76	-810,27	389,41
300	4,0830	40,605	-217,07	627,04	-800,04	385,96

**CMOD**Tab. 12 Výsledné hodnoty funkcie  $f(a/W)$  pre parameter CMOD

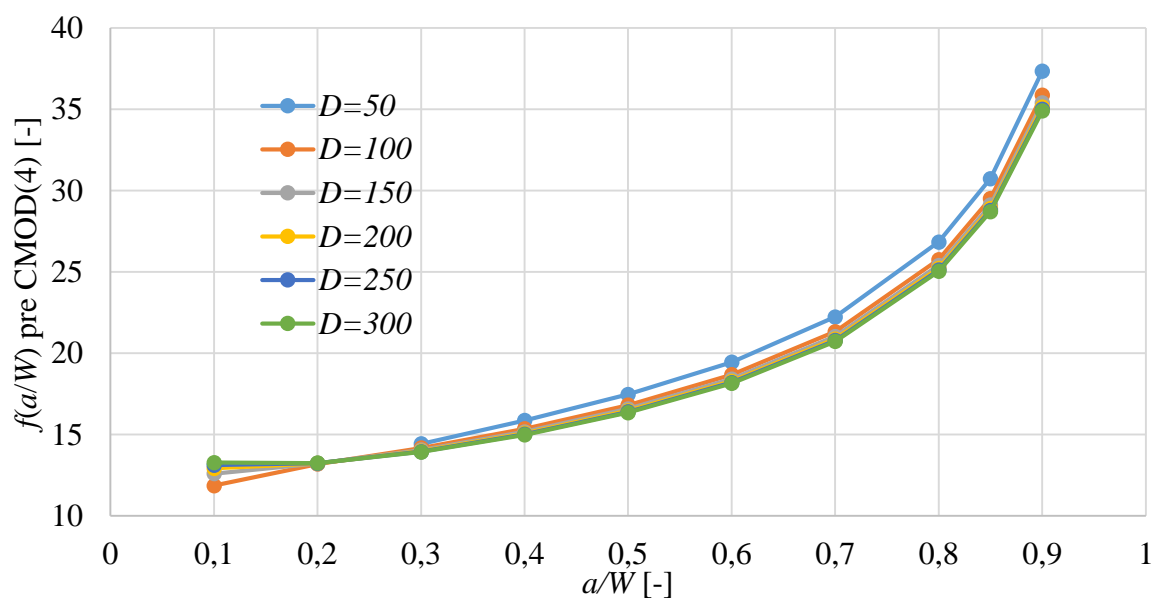
$a/W$	50	100	150	200	250	300
0,1		11,05	12,03	12,48	12,76	12,97
0,2		12,38	12,67	12,81	12,90	12,97
0,3	12,85	13,36	13,51	13,58	13,62	13,65
0,4	14,24	14,53	14,62	14,66	14,69	14,70
0,5	15,78	15,96	16,02	16,04	16,06	16,07
0,6	17,68	17,79	17,82	17,83	17,84	17,85
0,7	20,31	20,37	20,39	20,40	20,40	20,41
0,8	24,63	24,66	24,67	24,67	24,68	24,68
0,85	28,28	28,29	28,30	28,30	28,30	28,30
0,9	34,44	34,42	34,44	34,42	34,42	34,42

Obr. 39 Priebehy  $f(a/W)$  pre parameter CMOD odpovedajúce jednotlivým priemerom vzorkuTab. 13 Koefficienty členov polynómu (10) bezrozmernej funkcie  $f(a/W)$  pre CMOD

$D$ [mm]	$C_0$	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$
50	-40,1740	519,60	-2025,60	3936,50	-3734,30	1402,30
100	6,4444	75,546	-387,98	1028,90	-1245,40	577,83
150	9,1181	50,708	-294,18	856,84	-1093,80	526,43
200	10,3450	39,331	-250,67	775,29	-1019,90	500,57
250	11,0930	32,593	-225,81	730,36	-980,56	487,25
300	11,6500	27,563	-207,28	696,95	-951,42	477,42

**CMOD(4)**Tab. 14 Výsledné hodnoty funkcie  $f(a/W)$  pre parameter CMOD(4)

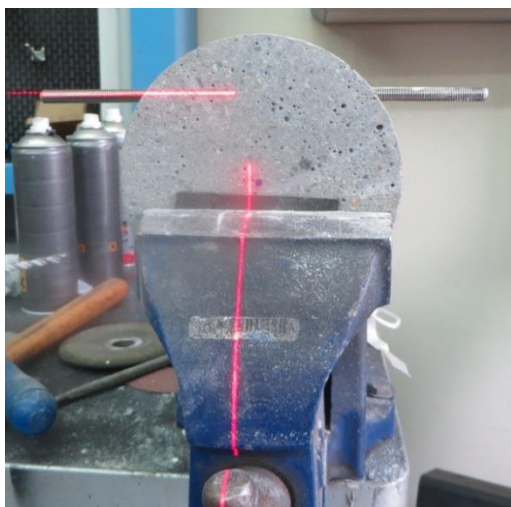
$a/W$	50	100	150	200	250	300
0,1		11,86	12,60	12,93	13,13	13,28
0,2		13,19	13,22	13,23	13,24	13,25
0,3	14,43	14,17	14,05	13,99	13,95	13,93
0,4	15,87	15,36	15,18	15,08	15,02	14,98
0,5	17,47	16,81	16,59	16,47	16,40	16,35
0,6	19,46	18,68	18,42	18,28	18,20	18,15
0,7	22,24	21,34	21,03	20,88	20,79	20,73
0,8	26,84	25,77	25,41	25,23	25,12	25,05
0,85	30,75	29,52	29,12	28,92	28,79	28,71
0,9	37,35	35,88	35,41	35,15	35,01	34,91

Obr. 40 Priebehy  $f(a/W)$  pre parameter CMOD(4) odpovedajúce priemerom vzorkuTab. 15 Koeficienty členov polynómu (10) bezrozmernej funkcie  $f(a/W)$  pre CMOD(4)

$D$ [mm]	$C_0$	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$
50	-42,538	559,490	-2183,90	4244,9	-4027,3	1512,40
100	7,1252	77,966	-403,03	1069,9	-1295,4	601,02
150	9,6851	51,248	-300,11	876,63	-1120,4	539,60
200	10,811	39,358	-253,68	787,46	-1037,5	509,61
250	11,488	32,420	-227,51	738,8	-993,49	494,10
300	11,994	27,289	-208,22	703,13	-961,45	482,88

### 7.2.2 Využitie výstupov práce pri laboratórnom experimente

Výsledné polynómy boli využité v práci [25], v ktorej bol experimentálne analyzovaný vplyv spôsobu uchytenia tyčí do skúšobného zariadenia, tu stručne naznačíme, ako bol experiment vyhodnotený. Jednalo sa o MCT skúšku na telesách z cementového kompozitu a bolo potrebné stanoviť kritickú hodnotu  $K_{IC}$ . Hodnota relatívnej dĺžky trhliny bola spočítaná pre každé teleso podľa presnej polohy tyče (osadzovanie tyčí na Obr. 41). Využil sa odpovedajúci polynóm pre  $B_1$ . Geometrické parametre všetkých telies sú zhrnuté v Tab. 16.



Obr. 41 Priebeh osadzovania zaťažovacích tyčí do telesa

Tab. 16 Geometrické parametre testovaných telies a odpovedajúca hodnota faktoru  $B_1$

Ozn.	$d$ [mm]	$W$ [mm]	$l_{lig}$ [mm]	$a$ [mm]	$B$ [mm]	$\alpha$ [-]	$A_{lig}$ [mm <sup>2</sup> ]
<b>SP1A</b>	149,72	115	84,50	30,50	60,00	0,265	5070
<b>SP2A</b>	150,00	120	82,55	37,45	59,50	0,312	4912
<b>SP3A</b>	149,70	116	83,58	32,42	60,00	0,279	5015
<b>SP4A</b>	149,10	115	85,60	29,40	57,85	0,256	4952
<b>SP5A</b>	149,10	118	83,50	34,50	58,76	0,292	4906
<b>SP1B</b>	149,60	-	82,20	-	59,00	-	4850
<b>SP2B</b>	149,70	120	83,02	36,98	60,00	0,308	4981
<b>SP3B</b>	149,43	118	83,20	34,80	58,96	0,295	4905
<b>SP4B</b>	149,27	115	84,60	30,40	59,53	0,264	5036
<b>SP5B</b>	149,27	120	85,25	34,75	60,06	0,290	5120
<b>SP6B</b>	149,19	115	84,75	30,25	60,20	0,263	5102

Séria vzorkov A bola uchytená súčasným spôsobom a séria B spôsobom umožňujúcim pootočenie. Počas zaťažovania bol zaznamenávaný L-COD diagram – tj. z angl. sila (Load) – rozovretie trhliny (Crack Opening Displacement) merané na osi oceľových tyčí, z ktorého sú

vyhodnocované lomové parametre materiálu. Výsledky získane pre teleso s označením SP4B boli z vyhodnocovania vyradené z dôvodu chybného nastavenia rýchlosti zaťažovania. Detaily experimentu vrátane zaťažovacích diagramov s podrobným vyhodnotením skúšok je možné dohľadať v práci [25]. Pre výpočet kritickej hodnoty lomovej húževnatosti  $K_{IC}$  bola využitá rovnica (12), kde  $P_{max}$  (odp.  $l_{max}$ ) je maximálne dosiahnuté zaťaženie v [N],  $B$  a  $W$  reprezentujú rozmery tělesa (Tab. 17). Využitý bol nasledujúci polynóm pre MCT teleso:

$$B_1 = -68,404 + 804,41\alpha - 3489,7\alpha^2 + 7547,5\alpha^3 - 8034,5\alpha^4 + 3441,5\alpha^5$$

Tab. 17 Výsledné hodnoty lomovej húževnatosti pre obe varianty uchytenia

	SP_A		SP_B	
	Hodnota	Smerodajná odchýlka	Hodnota	Smerodajná odchýlka
$K_{IC} [MPa \cdot m^{1/2}]$	0,764	0,116	0,732	0,032

Na výsledných hodnotách je vidieť, že hodnota súčiniteľa intenzity, ako aj smerodajná odchýlka pre prípad voľného otáčania tyčí v mieste uchytenia klesla. Priemerná hodnota parametru lomovej húževnatosti sa líši do 4,2%.



## 8 ZÁVER

V prvej časti práce boli analyzované lomovo-mechanické parametre ohýbaného telesa. Úlohou bolo zostaviť kalibračné polynómy pre výpočet faktorov dvojparametrovej lomovej mechaniky popisujúcich pole napätia za koreňom trhliny v porušenom telese. Jedná sa o faktory  $B_1$  (súčiniteľ intenzity napätia) a  $B_2$  ( $T$ -napätie). Okrem iného bola sledovaná závislosť týchto parametrov na zmene geometrie telesa (veľkosť telesa a dĺžka trhliny). Pre niektoré geometrie skúšobného telesa boli kalibračné vzťahy vypracované inými autormi a publikované v odborných článkoch a literatúre, napr. [7], [8], [9], [11], [13], [15]. Obecne je možné ohýbané teleso modelovať s okrajovými podmienkami skúšky trojbodovým ohybom, kedy je teleso na jeho koncoch podopreté a uprostred rozpätia zaťažené bodovou silou, ale okrajové podmienky je možné upraviť na tzv. prostý ohyb, kde sa namiesto bodových podpor a sily teleso zaťaží ohybovými momentmi na oboch koncoch. Výhoda tohto spôsobu spočíva v tom, že v blízkosti pôsobiska sily sa neobjaví pri konečnoprvkovej analýze singularita v priebehu napätia, ku ktorej mohlo v prípade nedostatočne hustej MKP siete dochádzať.

Cieľom práce bolo na základe pomerne malého množstva dostupných hodnôt model nakalibrovať a následne previesť numerické simulácie pre dostatočné množstvo geometrických konfigurácií skúšobného telesa. Výstupom boli kalibračné krivky pre výpočet vybraných lomovo-mechanických parametrov zahŕňajúce dostatočný rozsah vstupných hodnôt. V prípade простého ohybu sú výrazy pomerne dobre dostupné v literatúre, pre trojbodový ohyb boli hodnoty dostupné len pre pomery  $S/W=4$  a  $8$ . Tento rozsah bol rozšírený a doplnený.

Ako príklad využitia výstupu práce bol v kapitole 7.1.2 naznačený výpočet  $K_{I,MAX}$  skúmaného materiálu. Boli využité dáta z experimentu realizovaného brnenským pracoviskom v spolupráci s Technickou univerzitou v Koszaline, kedy bol skúmaný vplyv nahradenia istého množstva kameniva v betóne drveným keramickým odpadom. Na grafickej závislosti bolo preukázané zlepšenie lomovo-mechanických vlastností telies s vyšším podielom keramického odpadu.

V druhej časti práce boli analyzované telesá pre modifikovanú skúšku excentrickým ťahom (MCT) upravenú pre testovanie telies z materiálov na báze cementových kompozitov. Bol sledovaný vplyv zmeny vybraných geometrických parametrov. MCT skúška je odvodená zo skúšky využívanej pri zisťovaní lomovo-mechanických parametrov kovových telies, telesá

môžu byť pripravené z jadrových vývrtov a nie je nutné vyvrtávať otvory pre osadenie čapov. Táto konfigurácia má veľký potenciál, pretože je pomocou nej možné analyzovať životnosť stavieb z cementových kompozitov, ktoré sú často vystavené dynamickým účinkom zaťaženia. Výstupom práce boli opäť kalibračné K-krivky pre rôzne veľkosti MCT telesa. Rozhranie zaťažovacích tyčí a telesa (realizuje sa pomocou epoxidu) bolo simulované ako dokonale pevné spojenie. Tento aspekt by ešte bolo vhodné podrobiť výskumu modelovaním istej „medzivrstvy“ a sledovaním vplyvu jej vlastností na získané výsledky.

Výstupy práce boli využité pri experimentálnom zisťovaní vplyvu spôsobu uchytenia telesa do skúšobného zariadenia v práci [25] (uchytenie priamo prostredníctvom tyče vs. uchytenie bez vzniku ohybového momentu pomocou ôk s možnosťou voľného pootočenia). Kalibračné krivky z tejto práce boli zahrnuté pri výpočte súčiniteľa intenzity napätia.

## 9 ZOZNAM LITERATÚRY

### 9.1 Zoznam použitej literatúry

- [1] POKLUDA, J. *Mechanické a strukturní materiálové charakteristiky*. Skriptum VUT Brno, 1990.
- [2] SEITL, S., VISZLAY, V., CIFUENTES, H., CANTELI, A. Effect of specimen size and crack depth ratio on calibration curves for modified compact tension specimens, Transactions of the VŠB Ostrava – Technical University of Ostrava Civil Engineering Series, No. 2, Vol. 15, 2015, paper #23
- [3] SEITL S., VISZLAY V., CIFUENTES H., VESELÝ V. Two parameter fracture mechanics: evaluation of  $T$ -stress for a general three-point-bend specimen, *Anales de Mecánica de la Fractura*, Vol. 32 (2015) pp. 310–315
- [4] SEITL, S. Dvoupárametrová lomová mechanika: aplikace pro testy na cementových kompozitech, *habilitační práce*, FAST VUT v Brně, 2015
- [5] VISZLAY, V. Numerical support for analysis of the fatigue behavior of cement based composites, *Bakalárska práca*, FAST VUT v Brne 2014, p. 28–33 (in Slovak)
- [6] RILEM, Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend tests on notched beams, *Draft Recommendation*, Materials and Structures 18, pp. 285–290, 1985
- [7] KNĚSL, Z., BEDNÁŘ, K. Dvoupárametrová lomová mechanika: výpočet parametrů a jejich hodnoty. Brno: ÚFM AVČR, 1998, 48 s.
- [8] MURAKAMI, Y. Stress intensity factors hand book. Pergamon Press, 1987.
- [9] TADA, H., PARIS, P. C., IRWIN, R. G. The Stress Analysis of Cracks Handbook (3rd Edition). New York: ASM International. 2000, 696 s.
- [10] HOLUŠOVÁ, T. Analýza napjatosti a porušení ve zkušebních tělesech používaných pro určování lomově-mechanických parametrů kvazikřehkých materiálů, *diplomová práce*, FAST VUT v Brně, 2012.
- [11] GUINEA, G., V., PASTOR, J., Y., PLANAS, J., ELICES, M. Stress intensity factor, compliance and CMOD for a general three-point-bend beam, *International Journal of Fracture* 89, pp. 103–116, 1998
- [12] BAKKER, A., D. Evaluation of elastic fracture mechanics parameters for bend specimens, *International Journal of Fracture*, 71, pp. 323–343, 1995

- [13] NAKAMURA, T., DAVID, M. Parks Determination of elastic T-stress along three-dimensional crack fronts using an interaction integral, *International Journal of Solids and Structures*, 29(13), pp. 1597–1611, 1992
- [14] LU, K., MESHII, T. Three-dimensional T-stresses for three-point-bend specimens with large thickness variation, *Engineering Fracture Mechanics* 116, pp. 197–203, (2014)
- [15] SRAWLEY, J., E. Wide Range Stress Intensity Factor Expressions for ASTM E399 Standard Fracture Toughness Specimens, *International Journal of Fracture* 12, pp. 475–476, 1976
- [16] WILLIAMS, M., L. On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack, *ASTME Journal of Applied Mechanics* 24, pp. 109–114, 1957.
- [17] CICHOCKO, K., DOMSKI, J., KATZER, J., RUCHWA, M. Impact resistant concrete elements with nonconventional reinforcement, *Annual Set The Environment Protection Volume 16*, Year 2014, Part 2
- [18] ŠMIŘÁK, S. Pružnost a plasticita I. *Skriptum VUT Brno*, 1995.
- [19] ANSYS Reference, [www.ansys.com](http://www.ansys.com)
- [20] ARAMIS – Optical 3D Deformation Analysis, [www.gom.com](http://www.gom.com)
- [21] VESELÝ, V., SOBEK, J. Numerical study of failure of cementitious composite specimen in modified compact tension fracture test, *Sborník vědeckých prací Vysoké školy báňské- Technické univerzity Ostrava*, 2013, Volume 13(2), pp. 209–2016.
- [22] FERNANDEZ-CANTELI, A., CASTAÑÓN, L., GARCIA-NIETO, B., HOLUSOVA, T., SEITL, S. Determining fracture energy parameters of concrete from the modified compact tension test, *Frattura ed Integrità Strutturale*, (2014), Volume 30, pp. 383–393; DOI: 10.3221/IGF-ESIS.30.46.
- [23] LEEVERS, P. S., RADON, J. C. *Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries*. *International Journal of Fracture*, 1982, pp. 311–325.
- [24] YANG B., RAVI-CHANDAR K. Evaluation of elastic T-stress by the stress difference method. *Engineering Fracture Mechanics*, 1999, Volume 64, pp. 589–605.
- [25] HOLUŠOVÁ, T., LOZANO, M., FERNÁNDEZ-CANTELI, A., KOMÁRKOVÁ, T., KOCÁB, D., SEITL, S. Influence of the gripping fixture on modified compact tension test results: evaluation of the experiments on cylindrical concrete specimens, *Transactions of the VŠB Ostrava Technical University of Ostrava Civil Engineering Series*, No. 2, Vol. 15, 2015, paper #10

- [26] VISZLAY, V., HOLUŠOVÁ, T., SEITL, S. Modified compact tension test: calibration curve for evaluating the crack growth, *XIV<sup>th</sup> Bilateral German/Czech symposium*, Wuppertal, pp. 56–59, 2014
- [27] SEITL, S., VISZLAY, V. Stress analysis of modified compact tension specimens: K-calibration curves, *Modelování v mechanice 2015, Sborník příspěvků vědecké konference*, Fakulta stavební, Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava, Česká republika (2015), s. 6, CD
- [28] Microsoft Office Excel, office.microsoft.com
- [29] SEITL, S. Dvoupárametrová lomová mechanika: popis krátkých únavových trhlin. *Dizertační práce: ÚMT FSI VUT v Brně, ÚFM AVČR*, 2003.
- [30] SEITL, S., KLUSÁK, J., KERŠNER, Z. Vliv šířky zářezu na růst trhliny pro různé konfigurace vzorků pro tříbodový ohyb. The influence of a notch width on a crack growth for various configurations of three-point bending specimens. *Materials Engineering / Materiálové inženýrstvo*, roč. XIV, č. 3/2007, pp. 213–219
- [31] SEITL, S., KLUSÁK, J., KNĚSL, Z., KERŠNER, Z. Influence of notch geometry on fracture behaviour of three-point bend notched specimens from quasi-brittle materials In: proceedings of *Third International Conference on Structural Engineering, Mechanics and Computation – Recent Developments in Structural Engineering, Mechanics and Computation* (Book of extended abstracts + DVD-ROM), Cape Town, South Africa, 10–12 September 2007. A. Zingoni (Ed.). Rotterdam: Millpress Science Publishers, 245–246 + DVD 4 p.
- [32] SEITL, S., KLUSÁK, J., KERŠNER, Z., KNĚSL, Z. Evaluation of notch geometry effect on behaviour of fracture toughness testing specimen, *Engineering mechanics 2007*, May 14-17., Svratka, (2007) (On CD)
- [33] YANG, B., RAVI-CHANDAR, K. Evaluation of elastic T-stress by the stress difference method. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 64, 1999, pp. 589 – 605
- [34] HENSCHALL, R., D., SHAWK, K., G. Crack tip elements are unnecessary, *International Journal Numerical Method Engineering*, 9 (1975), pp. 495–509
- [35] HOLUŠOVÁ, T., SEITL, S. Numerical support for a modified compact tension test for concrete: The influence of selected parameters In Proceedings of 2<sup>nd</sup> International Conference *Structural and Physical Aspects of Civil Engineering*, SR, High Tatras, Štrbské Pleso, November 27–39, 2013. Technical University of Košice, K. Kotrasová, E. Kormaníková, CD-ROM (7 s.).

## 9.2 Zoznam publikácií autora

- [A1] VISZLAY, V., HOLUŠOVÁ, T., Numerická analýza vplyvu modifikácie skúšky excentrickým ťahom na hodnoty súčiniteľov biaxiality, *16. Odborná konferencia doktorského studia JUNIORSTAV 2014*, Fakulta stavební, VUT v Brně, Česká republika, 6 s., CD, 2014.
- [A2] VISZLAY, V. Numerical support for analysis of the fatigue behavior of cement based composites, *Bakalárska práca, FAST VUT v Brne 2015*, p. 28–33 (in Slovak)
- [A3] VISZLAY, V., HOLUŠOVÁ, T., SEITL, S. Modified compact tension test: calibration curve for evaluating the crack growth, *XIV<sup>th</sup> Bilateral German/Czech symposium*, Wuppertal, pp. 56–59, 2014
- [A4] SEITL S., VISZLAY V., CIFUENTES H., VESELÝ V. Two parameter fracture mechanics: evaluation of  $T$ -stress for a general three-point-bend specimen, *Anales de Mecánica de la Fractura*, Vol. 32 (2015) pp. 310–315
- [A5] SEITL, S., VISZLAY, V., CIFUENTES, H., CANTELI, A. Effect of specimen size and crack depth ratio on calibration curves for modified compact tension specimens, *Transactions of the VŠB Ostrava – Technical University of Ostrava Civil Engineering Series*, No. 2, Vol. 15, 2015, paper #23
- [A6] SEITL, S., VISZLAY, V. Stress analysis of modified compact tension specimens: K-calibration curves, *Modelování v mechanice 2015, Sborník příspěvků vědecké konference*, Fakulta stavební, Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava, Česká republika (2015), s. 6, CD

## 10 ZOZNAM POUŽITÝCH SKRATIEK A SYMBOLOV

$K_{I,II,III}$	Súčiniteľ intenzity napätia pre mód I, II a III [ $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ ]
$T$	$T$ -napätie [MPa]
$B_1$	bezrozmerný faktor intenzity napätia, odpovedá $K$ [-]
$B_2$	bezrozmerný faktor stiesnenia, odpovedá $T$ -napätiu [-]
$K_0$	normovací člen [ $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ ]
$P$	zaťažovacia sila [N]
$M$	zaťažovací moment [kNm]
$\sigma$	normálové napätie, [MPa]
$\tau$	zložka napätia rovnobežná s $x$ , [MPa]
$\theta$	uhlová zložka polárnych súradníc [ $^\circ$ ]
$r$	zložka polárnych súradníc, vzdialenosť od stredu [m]
$\nu$	Poissonova konštanta [-]
$E$	modul pružnosti v ťahu/tlaku [MPa]
$G$	modul pružnosti v šmyku [MPa]
$a$	skutočná dĺžka trhliny [m]
$W$	charakteristický rozmer telesa (spravidla v smere šírenia trhliny) [m]
$f(a/W)$	tvarová funkcia, alebo tiež funkcia poddajnosti [-]
$\alpha$	relatívna dĺžka trhliny [-]
$S$	vzdialenosť podpor ohýbaného telesa [m]
$B$	hrúbka telesa [m]
COD	parameter rozovretia trhliny [mm]
CMOD	parameter rozovretia trhliny [mm]
CMOD(4)	parameter rozovretia trhliny [mm]
LM	lomová mechanika
LELM	lineárne-elastická lomová mechanika
MKP	metóda konečných prvkov

## 11 ZOZNAM OBRÁZKOV A TABULIEK

### 11.1 Zoznam obrázkov

- Obr. 1 Príklad cyklického namáhania a únavového porušenia konštrukcie*
- Obr. 2 Niektoré typy zaužívaných lomovo-mechanických skúšok*
- Obr. 3 Príklady lomovo-mechanických závislostí: a) Wöhlerova krivka, b) závislosť faktoru intenzity napätia na dĺžke trhliny*
- Obr. 4 Módy súčiniteľa intenzity napätia  $K_I$  - normálový,  $K_{II}$  – strihový a  $K_{III}$  - antirovinný*
- Obr. 5 Polárny a kartézsky súradnicový systém s počiatkom v koreni trhliny*
- Obr. 6 Extrapolácia pri určovaní súčiniteľa intenzity napätia priamou metódou, prevzaté z [29]*
- Obr. 7 Sieť s posunutými stredovými uzlami v okolí koreňa trhliny, prevzaté z [29]*
- Obr. 8 Varianty elementu PLANE183 s polohou uzlových bodov [19]*
- Obr. 9 Nastavenie typu elementu*
- Obr. 10 Nastavenie materiálového modelu*
- Obr. 11 Detail MKP siete s posunutými stredovými uzlami v okolí koreňa trhliny*
- Obr. 12 Geometria skúšobného telesa pre účely lomovo-mechanických skúšok*
- Obr. 13 Skúšobné teleso s iniciačným zárezom pre skúšku trojbodovým ohybom*
- Obr. 14 Rozloženie ohybového napätia uprostred rozpätia telesa pre trojbodový ohyb bez trhliny ( $a=0$ ) normovaného napätím od prostého ohybu podľa E-B teórie prutu*
- Obr. 15 Príklady modelov pokrytých sieťou konečných prvkov pre stanovenie súčiniteľa intenzity napätia a T-napätia, skúška trojbodovým ohybom*
- Obr. 16 Detail modelovaného zaťaženia pre prípad telesa zaťaženého prostým ohybom*
- Obr. 17 Deformovaný model, prostý ohyb s konfiguráciou  $S/W=10$ ,  $a/W=0,5$*
- Obr. 18 Deformovaný model, trojbodový ohyb s konfiguráciou  $S/W=8$ ,  $a/W=0,5$*
- Obr. 19 Modifikácia skúšky excentrickým ťahom*
- Obr. 20 Skúšobné teleso počas experimentu s prerastajúcou trhlinou*
- Obr. 21 Poloha sledovaných bodov na čele trhliny pre stanovenie jednotlivých lomovo-mechanických parametrov*
- Obr. 22 Schéma MCT telesa s vyznačením jednotlivých parametrov*
- Obr. 23 Skúšobná zostava počas experimentu MCT skúšky*
- Obr. 24 Rôzne spôsoby uchytenia skúšobného telesa vyhodnocované v [25], vľavo uchytenie priamo pros. tyčí, vpravo uchytenie s možným pootočením*



*Obr. 25 Okrajové podmienky MCT telesa*

*Obr. 26 Náčrty rôznych veľkostí skúšobného telesa pri zachovaní profilu tyče*

*Obr. 27 Numerický model MCT telesa*

*Obr. 28 Závislosť parametru  $B_2(\alpha)$  pre prostý ohyb s výsledným polynómom*

*Obr. 29 Krivky pre súčiniteľ intenzity napätia odpovedajúce rôznym dĺžkam trhliny pre  $S/W=2, 3, 4, 8, 20, 100$*

*Obr. 30 Krivky pre T-napätie odpovedajúce rôznym dĺžkam trhliny pre  $S/W=2, 3, 4, 8, 20, 100$*

*Obr. 31 Teleso pripravené v skúšobnom zariadení*

*Obr. 32 Zisťovanie geometrických vlastností (a) a hmotnosti (b)*

*Obr. 33 Schematická závislosť posunu  $d$  na zaťažovacej sile  $P$*

*Obr. 34 Graf závislosti zmeny hodnoty  $K_{I,MAX}$  na zmene množstva nahradeného kameniva*

*Obr. 35 Skúšobná zostava so zaznamenávacím zariadením pre skúšku trojbodovým ohybom*

*Obr. 36 Detail skúšobného telesa s vyznačenou vzdialenosťou podpor  $S$*

*Obr. 37 Výsledná závislosť koeficientu  $B_1$  na dĺžke trhliny pre rôzne veľkosti MCT telesa*

*Obr. 38 Priebehy  $f(a/W)$  pre parameter COD odpovedajúce jednotlivým priemerom vzorku*

*Obr. 39 Priebehy  $f(a/W)$  pre parameter CMOD odpovedajúce jednotlivým priemerom vzorku*

*Obr. 40 Priebehy  $f(a/W)$  pre parameter CMOD(4) odpovedajúce priemerom vzorku*

*Obr. 41 Priebeh osadzovania zaťažovacích tyčí do telesa*

## 11.2 Zoznam tabuliek

*Tab. 1 Materiálové charakteristiky pre MCT teleso*

*Tab. 2 Prehľad hodnôt faktoru  $B_1(\alpha)$  pre  $S/W=10$  pre prostý ohyb*

*Tab. 3 Prehľad hodnôt faktoru  $B_2(\alpha)$  pre  $S/W=10$  pre prostý ohyb*

*Tab. 4 Prehľad hodnôt faktoru  $B_1(\alpha)$  pre  $S/W=4$  pre trojbodový ohyb*

*Tab. 5 Prehľad hodnôt faktoru  $B_2(\alpha)$  pre  $S/W=4$  pre trojbodový ohyb*

*Tab. 6 Prehľad hodnôt faktoru  $B_1(\alpha)$  pre  $S/W=8$  pre trojbodový ohyb*

*Tab. 7 Prehľad hodnôt faktoru  $B_2(\alpha)$  pre  $S/W=8$  pre trojbodový ohyb*

*Tab. 8 Prehľad sérií s množstvom nahradeného kameniva a výslednými hodnotami  $K_{I,MAX}$*

*Tab. 9 Hodnoty kalibračnej funkcie  $B_1 [-]$  pre všetky konfigurácie MCT telesa*

*Tab. 10 Výsledné hodnoty funkcie  $f(a/W)$  pre parameter COD*

*Tab. 11 Koeficienty jednotlivých členov polynómu (10) bezrozmernej funkcie  $f(a/W)$  pre COD*

*Tab. 12 Výsledné hodnoty funkcie  $f(a/W)$  pre parameter CMOD*

*Tab. 13 Koeficienty členov polynómu (10) bezrozmernej funkcie  $f(a/W)$  pre CMOD*

*Tab. 14 Výsledné hodnoty funkcie  $f(a/W)$  pre parameter CMOD(4)*

*Tab. 15 Koeficienty členov polynómu (10) bezrozmernej funkcie  $f(a/W)$  pre CMOD(4)*

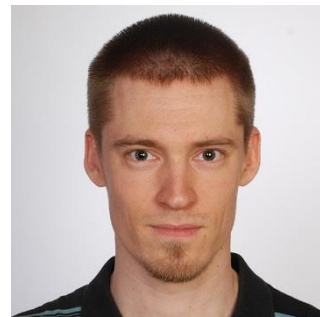
*Tab. 16 Geometrické parametre testovaných telies a odpovedajúca hodnota faktoru  $B_1$*

*Tab. 17 Výsledné hodnoty lomovej húževnatosti pre obe varianty uchytenia*

## 12 CV AUTORA

### Osobné údaje

Meno:	Viliam Vizslay
Miesto narodenia:	Bardejov
Dátum narodenia:	18.7. 1990
Národnosť:	slovenská
Trvalá adresa:	L. Svobodu 20, 085 01 Bardejov, SK
Adresa prechodná:	Vranovská 31, 614 00 Brno, CZ
Kontakt:	+420 774 379 271
e-mail:	<a href="mailto:viszlayv@study.fce.vutbr.cz">viszlayv@study.fce.vutbr.cz</a>



### Vzdelanie

2014 – súčasnosť	Fakulta stavební, VUT v Brně, magisterské štúdium
2010 – 2014	Fakulta stavební, VUT v Brně, bakalárske štúdium
2009 – 2011	Fakulta informačních technologií, VUT v Brně
2005 – 2009	Gymnázium L. Stockela, Bardejov

### Pracovné skúsenosti

2015	Work and Travel, USA, 4 mesiace
2014	Ústav fyziky materiálů, Akademie věd ČR
2011	MI Agency, komunikácia so zákazníkom
2010	VF Factory outlet, logistika, skladník

### Publikačná činnosť

2015	SEITL, S., VISZLAY, V. Stress analysis of modified compact tension specimens: K-calibration curves, Modelování v mechanice 2015, Sborník příspěvků vědecké konference, Fakulta stavební, Vysoká škola báňská – Technická univerzita Ostrava, Česká republika (2015), s. 6, CD
2015	SEITL, S., VISZLAY, V., CIFUENTES, H., CANTELI, A. Effect of specimen size and crack depth ratio on calibration curves for modified compact tension specimens, Transactions of the VŠB Ostrava – Technical University of Ostrava Civil Engineering Series, No. 2, Vol. 15, 2015, paper #23

- 2015 SEITL S., VISZLAY V., CIFUENTES H., VESELÝ V. Two parameter fracture mechanics: evaluation of T-stress for a general three-point-bend specimen, *Anales de Mecánica de la Fractura*, Vol. 32 (2015) pp. 310–315
- 2014 VISZLAY, V., HOLUŠOVÁ, T., Numerická analýza vplyvu modifikácie skúšky excentrickým ťahom na hodnoty súčiniteľov biaxiality, *16. Odborná konferencia doktorského studia JUNIORSTAV 2014*, Fakulta stavební, VUT v Brně, Česká republika, 6 s., CD, 2014.
- 2014 VISZLAY, V., HOLUŠOVÁ, T., SEITL, S. Modified compact tension test: calibration curve for evaluating the crack growth, *XIV<sup>th</sup> Bilateral German/Czech symposium*, Wuppertal, pp. 56–59 2014
- 2014 VISZLAY, V. Numerical support for analysis of the fatigue behavior of cement based composites, *Bakalárska práca, FAST VUT v Brne 2015*, p. 28-33 (in Slovak)

### Znalosti

---

Jazyky:	Anglický, slovom aj písmom, skúška úrovne B2
Software:	MS Office, ANSYS, Atena, Scia Engineer, AutoCAD
Vodičský preukaz:	B
Záľuby:	šport, hudba, film